

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

**Otimização robusta evolutiva multiobjetivo do processo  
multivariado de fresamento helicoidal do aço inoxidável  
super duplex UNS S32760**

**José Veríssimo Ribeiro de Toledo**

**Itajubá, 20 de março de 2024**

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

**José Veríssimo Ribeiro de Toledo**

**Otimização robusta evolutiva multiobjetivo do processo  
multivariado de fresamento helicoidal do aço inoxidável  
super duplex UNS S32760**

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

**Área de concentração: Projeto, Materiais e  
Processos (PMP)**

**Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira**

**Co-orientador: Prof. Dr. Robson Bruno Dutra  
Pereira**

**Março de 2024  
Itajubá – MG**

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

**José Veríssimo Ribeiro de Toledo**

**Otimização robusta evolutiva multiobjetivo do processo  
multivariado de fresamento helicoidal do aço inoxidável  
super duplex UNS S32760**

Tese aprovada por banca examinadora em 20  
de março de 2024, conferindo ao autor o título  
de **Doutor em Ciências em Engenharia  
Mecânica.**

**Banca Examinadora:**

Prof. Dr. Manoel Cleber de S. Alves – FEG/UNESP

Prof. Dr. Carlos Henrique Lauro – UFSJ

Prof. Dr. Edmilson Otoni – UNIFEI

Prof. Dr. Gilbert Silva – UNIFEI

Prof. Dr. Robson Bruno Dutra Pereira – UFSJ

Prof. Dr. João Roberto Ferreira – UNIFEI

**Itajubá – MG**

**2024**

# DEDICATÓRIA

*À Deus pela oportunidade de realização deste trabalho, à toda minha família, em especial à minha esposa Valdinéia, pelo apoio e companheirismo nos momentos de realização deste trabalho e ao meu filho José Veríssimo Júnior pela compreensão da minha ausência em determinados momentos.*

# AGRADECIMENTOS

Primeira e principalmente à Deus, pela vida, pela saúde e disposição.

Aos meus pais Elyzeu Domingos de Toledo (*In memoriam*) e Mércia Nazareth Ribeiro de Toledo, que me deram educação e a oportunidade de chegar até aqui.

Ao Prof. Dr. João Roberto Ferreira, pela orientação, apoio, incentivo, confiança e por acreditar no meu trabalho.

Ao meu co-orientador Prof. Dr. Robson Bruno Dutra Pereira pelo apoio, parceria, disponibilidade e contribuição fundamentais ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

À UFSJ pela disponibilização do laboratório de metrologia do departamento de Eng. Mecânica - DEMEC/UFSJ, para a realização das medições de erros de forma necessárias para o desenvolvimento do trabalho.

À Universidade Federal de Itajubá por ter me concedido a oportunidade de realizar este trabalho e as condições para o conhecimento adquirido.

À aluna Thais Fernanda Pires pela parceria e contribuição no decorrer das etapas do trabalho.

Ao técnico Emerson Barsottini, 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 realizados para este trabalho.

Agradeço também aos técnicos do Laboratório de Tecnologia Mecânica -LTM, Arlei Melo Rodrigues e José Cláudio Isaias e ao Eng. Robson Leopoldino Ferreira por todo o auxílio na confecção do dispositivo de fixação dos corpos de prova, baseado nas informações técnicas do Prof. Dr. Robson Bruno Dutra Pereira.

A todos os professores do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UNIFEI, pois sem exceção todos tiveram importância à suas maneiras.

A CAPES, CNPQ e FAPEMIG pelo apoio financeiro

A todos que, de alguma maneira, contribuíram para a realização deste trabalho.

# EPÍGRAFE

*“Mas os que esperam no SENHOR renovarão as forças, subirão com asas como águias; correrão, e não se cansarão ; caminharão, e não se fatigarão.”*

*Isaias 40:31”*

## RESUMO

Os aços inoxidáveis super duplex são materiais de baixa usinabilidade devido a sua alta taxa de encruamento, baixa condutividade térmica, alta resistência à fratura, elevados valores de resistência mecânica e ductilidade, alta taxa de dilatação térmica e alto coeficiente de atrito. Estas propriedades implicam na formação de um cavaco instável, alto esforço de corte, vibração, desgaste severo, baixa vida das ferramentas e acabamento superficial inadequado. Neste trabalho, o fresamento helicoidal é empregado para a usinagem de furos de aço inoxidável super duplex UNS S32760. Para obter os melhores resultados em relação a qualidade do furo, o monitoramento dos esforços de corte e da produtividade, uma abordagem de otimização evolutiva robusta multiobjetivo para este processo é proposto. Um projeto composto central foi definido, considerando como variáveis de controle: avanço axial por dente, avanço tangencial por dente, e velocidade de corte; e três variáveis de ruído: o comprimento de balanço da ferramenta, a profundidade de medição do furo, e o volume de fluido de corte. Este projeto combina variáveis de controle e ruído e permite a propagação dos erros das variáveis de ruído para atingir níveis de variáveis de processo que tornam as respostas robustas. Componentes da força de usinagem foram medidas durante os experimentos e as respostas de rugosidade e erro geométrico foram medidas nos furos usinados. Para considerar a estrutura de correlação dos resultados, a análise fatorial foi aplicada considerando o método dos eixos principais e a rotação *varimax*. Fatores ortogonais ou variáveis latentes foram obtidas para permitir a redução da dimensionalidade e para representar as respostas originais sem correlação. Modelos de resposta em função das variáveis de processo e ruído foram obtidas através do método dos mínimos quadrados ponderados, e modelos de média e variância em função de variáveis de processo foram obtidas. Modelos robustos do erro quadrático médio foram obtidos para modelar o viés e a variação de cada variável latente. Finalmente, a otimização evolutiva multiobjetivo foi aplicada para obter soluções de Pareto ótimas que otimizam a rugosidade, as componentes das forças, o desvio geométrico e a taxa de remoção de material. Três algoritmos evolutivos foram aplicados e comparados através do hipervolume. O algoritmo evolutivo multiobjetivo AGEMOEA obteve o melhor desempenho e algumas soluções com alto *trade-off* foram selecionadas através de pseudopesos para auxiliar a tomada de decisão.

**Palavras-chave:** *Fresamento helicoidal, Aço inoxidável super duplex UNS S32760, Análise fatorial, Projeto de parâmetro robusto, Otimização evolutiva multiobjetivo.*

# ABSTRACT

Super duplex stainless steels are difficult-to-cut materials due to their high hardening rates, low thermal conductivity, high fracture resistance, high values of mechanical strength and ductility, high thermal expansion rate and high friction coefficient. These properties entail unstable chip formation, high cutting efforts, chatter, severe tool wear, low tool life, and inadequate surface finishing. In this work, helical milling is employed for hole-making of super duplex stainless steel UNS S32760. To get the best results regarding hole quality, cutting efforts, and productivity, a multi-objective robust evolutionary optimization approach for this multivariate process is proposed. A central composite design was defined, considering as control variables: axial feed per tooth, tangential feed per tooth, and cutting speed; and three noise variables: the tool overhang length, the hole measurement depth, and the lubri-cooling flow rate. This design combines control and noise variables and allows error propagation of the noise variables to achieve levels of the process variables that make the responses robust. Machining force components were measured during tests and roughness and geometrical error responses were measured in the machined holes. To consider the correlation structure of the outputs, factor analysis was applied. The factor analysis was performed considering the principal axis method and varimax rotation. Orthogonal factors or latent variables were obtained to enable dimensionality reduction and to represent the original outputs without correlation. Response models in the function of process and noise variables were obtained through the weighted least squares method. Mean and variance models in the function of process variables were obtained. Robust mean square error models were obtained to model the bias and variance of each latent variable. Finally, multi-objective evolutionary optimization was applied to get Pareto optimal solutions that optimize roughness, cutting forces, geometrical error, and material removal rate. Three evolutionary algorithms were applied and compared through hypervolume. The AGEMOEA multi objective evolutionary algorithm obtained the best performance and some solutions with high *trade-off* were selected through pseudo-weights to aid the decision-making.

**Keywords:** *Helical milling, Super duplex stainless steel UNS S32760, Factor analysis, Robust parameter design, Multi-objective evolutionary optimization.*

## LISTA DE FIGURAS

|  |       |
|--|-------|
| Figura 2.1. Microestrutura típica dos aços inoxidáveis duplex .....  | 11    |
| Figura 2.2. O fresamento helicoidal .....  | 22    |
| Figura 2.3. Cinemática do fresamento helicoidal .....  | 29    |
| Figura 2.4. Geometria do cavaco não deformado .....  | 31    |
| Figura 2.5. Dimensões do cavaco não deformado .....  | 31    |
| Figura 2.6. Volume de corte frontal e periférico em duas vistas .....  | 32    |
| Figura 3.1. (a) CCD e (b) FCD para, $k = 3$ fatores .....  | 37    |
| Figura 3.2. Procedimento do NSGA-II (DEB <i>et al.</i> , 2002) .....   | 41    |
| Figura 3.3. Pontos de referência do NSGA-III (DEB & JAIN, 2014).....   | 41    |
| Figura 4.1. Fluxograma do método proposto .....  | 44    |
| Figura 5.1. Fresa <i>Coromill Plura</i> código ISO/ANSI R215.H4-10050DAC07P 1620 da <i>Sandvik</i> ® (a) dimensões; (b) detalhe duplo raio de ponta; (c) foto periferia; (d) foto frontal; (e) mandril hidráulico <i>CoroChuck</i> 930 da <i>Sandvik Coromant</i> ®; (f) Setup experimental..... | 50    |
| Figura 5.2. Condições das arestas periféricas e frontais de corte da fresa após cada 10 experimentos, para: (a) ferramenta 1, (b) ferramenta 2, (c) ferramenta 3 e (d) ferramenta 4...51   |       |
| Figura 5.3. Apresentado as fotos de: (a) uma das ferramentas, (b) corpo de prova, (c) corpo de prova usinado, (d) o dispositivo de fixação montado com o corpo de prova e (e) o dispositivo de fixação desmontado.....   | 53    |
| Figura 5.4. Processo de filtragem dos Sinais de força medido pelo dinamômetro Kistler® .....   | 54-55 |
| Figura 5.5. (a) Setup de medição; (b) Fixação do corpo de prova e (c) Posições de medição dos corpos de prova.....   | 56    |
| Figura 5.6. (a) Medidor de forma, (b) setup e (c) Regiões de medição de circularidade .....  | 57    |
| Figura 6.1. Gráfico de correlação dos resultados .....   | 63    |
| Figura 6.2. Análise Paralela .....   | 64    |
| Figura 6.3. Diagrama de análise fatorial .....   | 65    |
| Figura 6.4. Gráficos de dispersão relacionando os valores de resposta experimental e os estimados .....  | 66    |
| Figura 6.5. Gráfico de efeitos principais para $PA_1$ .....  | 70    |

|  |       |
|--|-------|
| Figura 6.6. Gráfico de interações para $PA_1$ .....  | 71    |
| Figura 6.7. Gráfico doa efeitos principais para $PA_2$ .....   | 73    |
| Figura 6.8. Gráfico das interações para $PA_2$ .....   | 74    |
| Figura 6.9. Gráfico dos efeitos principais para $PA_3$ .....   | 75    |
| Figura 6.10. Gráfico das interações para $PA_3$ .....  | 76    |
| Figura 6.11. Gráfico de média e desvio padrão para $PA_1$ .....  | 79    |
| Figura 6.12. Gráfico de média e desvio padrão para $PA_2$ .....  | 80    |
| Figura 6.13. Gráfico de média e desvio padrão para $PA_3$ .....  | 80    |
| Figura 6.14. Gráfico da função RMSE para $PA_1$ .....  | 81    |
| Figura 6.15. Gráfico da função RMSE para $PA_2$ .....  | 81    |
| Figura 6.16. Gráfico da função RMSE para $PA_3$ .....  | 82    |
| Figura 6.17. Hipervolume dos métodos para a otimização com três objetivos .....  | 83    |
| Figura 6.18. Gráfico de soluções de Pareto ótimas para a otimização com três objetivos<br>resolvido através do método AGE-MOEA ..... | 85    |
| Figura 6.19. Hipervolume dos métodos para a otimização com quatros objetivos .....   | 88-89 |
| Figura 6.20. Gráficos de soluções de Pareto ótimas para a otimização com quatro objetivos<br>90-91                                   |       |

## LISTA DE TABELAS

|   |       |
|---|-------|
| Tabela 1.1. Análise bibliográfica .....   | 8     |
| Tabela 4.1. Variáveis de controle e ruído .....   | 44    |
| Tabela 5.1. Composição química (% peso) do aço inoxidável Super duplex UNS S32760 ...                   | 52    |
| Tabela 5.2. Propriedades mecânicas e térmicas do aço inoxidável super duplex UNS S32760.....            | 52    |
| Tabela 6.1. Projeto experimental com as respostas .....   | 61-62 |
| Tabela 6.2. Teste de adequação de amostragem Kaiser-Meyer-Olkin (KMO) .....                             | 64    |
| Tabela 6.3. Análise de fatores .....  | 65    |
| Tabela 6.4. Escores da análise fatorial .....   | 67    |
| Tabela 6.5. Significância dos modelos de resposta através do coeficiente do teste t (erro padrão) ..... | 68    |
| Tabela 6.6. Coeficientes médios do modelo para $PA_1$ , $PA_2$ e $PA_3$ .....                           | 77    |
| Tabela 6.7. Coeficientes do modelo de variância para $PA_1$ , $PA_2$ e $PA_3$ .....                     | 78    |
| Tabela 6.8. Valores-alvo obtidos por meio da minimização da função média .....                          | 79    |
| Tabela 6.9. Valores mínimos do desvio padrão .....  | 79    |
| Tabela 6.10. Soluções selecionadas através de pseudo-pesos par a otimização com de três objetivos ..... | 86    |
| Tabela 6.11. Parâmetros e respostas estimadas de soluções selecionadas para três objetivos ..           | 87    |
| Tabela 6.12. Soluções selecionadas por meio de pseudopesos para a otimização com quatro objetivos ..... | 91    |
| Tabela 6.13. Parâmetros e respostas estimadas de soluções selecionadas para quatro objetivos .....      | 92    |

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas
- AISI - *American Iron and Steel Institute* (Instituto americano do ferro e do aço)
- ANOVA – *Analysis of variance* (Análise de variância)
- APC – Aresta postíça de corte
- ACP – Análise de componentes principais
- CAD - *Computer aided design* (Desenho/projeto auxiliada por computador)
- CAM - *Computer aided manufacturing* (Manufatura auxiliada por computador)
- CCC – Célula unitária cúbico de corpo centrado
- CCD - *Central composite design* (Planejamento composto central)
- CFC – Célula unitária cúbico de face centrado
- PRFC - Plástico reforçado por fibra de carbono (*Carbon fiber reinforced plastic*)
- CNC – *Computer numeric control* (Controle numérico computadorizado)
- DEMEP - Departamento de Engenharia Mecânica e de Produção da UFSJ
- DOE - *Design of experiments* (Planejamento de experimentos)
- DSS – *Duplex stainless steel* (Aço inoxidável duplex)
- IEPG – Instituto de Engenharia da Produção e Gestão
- ISO – *International Organization for Standardization* (Organização internacional para padronização)
- LMAUT – Laboratório de Manufatura e Automação
- MSE - *Mean square error* (Erro quadrático médio)
- MRR - *Material removal rate* (Taxa de remoção de material)
- MQL –Mínima quantidade de fluido
- NBR – Norma Brasileira
- NOMATI – Núcleo de Otimização da Manufatura e Tecnologia da Inovação
- NSGA-II – *Non-dominated Sorting Genetic Algorithm* (Algoritmo genético de ordenação não-dominado)
- MOEAs - *Multiobjective Evolutionary Algorithms* (Algoritmos evolutivos multiobjetivo)
- OLS - *Ordinary least squares* (Mínimos quadrados ordinários)
- PRE<sub>N</sub> – *Pitting resistance equivalente number* (Número equivalente de resistência a pites)

PPR - Projeto de parâmetro robusto (*Robust parameter design*)

MSR - Metodologia de superfície de resposta (*Response surface methodology*)

SDSS – *Super duplex stainless steel* (Aço inoxidável super duplex)

UFSJ – Universidade Federal de São João del-Rei

UNIFEI – Universidade Federal de Itajubá

WLS - *Weighted least squares* (Mínimos quadrados ponderados)

### **Símbolos relacionados ao processo de fresamento helicoidal**

$a_e$  - profundidade de corte radial em [mm]

$a_p$  - profundidade de corte axial em [mm]

$a_p^*$  - máxima profundidade de corte axial [mm/rev]

$b_{ax}$  - largura do cavaco no corte axial [mm]

$D_b$  - diâmetro do furo em [mm]

$D_h$  - diâmetro da hélice em [mm]

$D_t$  - diâmetro da fresa em [mm]

$e$  - excentricidade entre a fresa e o furo em [mm]

$f_z$  - avanço por dente [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]

$f_{za}$  - avanço axial por dente em [mm/dente]

$f_{zt}$  - avanço tangencial por dente em [mm/dente]

$h_{ax}$  - espessura do cavaco no corte axial [mm]

$MRR$  – taxa de remoção de material em [ $\text{mm}^3/\text{min}$ ]

$n$  - rotação do fuso em [RPM]

$v_f$  - velocidade de avanço helicoidal da hélice em [mm/min]

$v_{fha}$  - velocidade de avanço axial da hélice em [mm/min]

$v_{fht}$  - velocidade de avanço tangencial da hélice em [mm/min]

$v_{ft}$  - velocidade tangencial em [mm/min]

$z$  - número de dentes da fresa

$\alpha$  - ângulo da hélice em [ $^\circ$ ]

$\varphi$  - ângulo de rotação da ferramenta [ $^\circ$ ]

### **Símbolos relacionados à metodologia de superfície de resposta**

$\hat{\beta}_0$  – constante

$k$  - número de variáveis de controle

$N$  - número de experimentos em um planejamento

$n_a$  - número de pontos axiais

$n_c$  - número de pontos centrais

$n_f$  - número de pontos fatoriais

$R^2$  - coeficiente de determinação

$R^2_{adj}$  - coeficiente de determinação ajustado

$R^2_{pred}$  - coeficiente de determinação para a previsão

$x_1, x_2, \dots, x_k$  - variáveis de controle

$Y$  - resposta de interesse

$\alpha$  - nível de significância

$\beta$  - coeficiente de regressão

$\varepsilon$  - erro experimental

$\sigma^2$  - variância

$\rho$  – raio da região experimental de um CCD

## **Análise Fatorial**

$y_1, y_2, \dots, y_p$  - Variáveis observadas

$f_1, f_2, \dots, f_m$  - Fatores ou variáveis latentes

$\mathbf{Y}_{[p \times 1]}$  - Vetor aleatório das variáveis observadas

$\boldsymbol{\mu}_{[p \times 1]}$  - Vetor médio das variáveis originais

$\boldsymbol{\Sigma}_{[p \times p]}$  - Matriz de covariância das variáveis observáveis

$\mathbf{L}_{[p \times m]}$  - Matriz de cargas fatoriais

$\mathbf{F}_{[m \times 1]}$  - Vetor de fatores ou variáveis latentes

$\boldsymbol{\varepsilon}_{[p \times 1]}$  - Vetor de erro aleatório

$\boldsymbol{\Psi}_{p \times p}$  - Matriz de covariância do erro aleatório

$l_{ij}$  - Termos de carregamento,  $i = 1, \dots, p, j = 1, \dots, m$

$h_i$  - Termos de comunalidade,  $i = 1, \dots, p$

$\psi_i$  - Singularidade,  $i = 1, \dots, p$

**R** - Matriz de correlação de amostra de variáveis observáveis

$\gamma_{ij}$  - Termos de carregamento normalizados

vmax - Critério de rotação varimax

### **Projeto de parâmetro robusto**

**x** - Vetor de variáveis de processo

**z** - Vetor de variáveis de ruído

$\beta_0$  - Constante ou intercepto

**$\beta$**  - Vetor de termos lineares das variáveis de processo

$\gamma$  - Vetor de termos lineares das variáveis de ruído

**B** - Matriz de termos de segunda ordem e interação relacionados às variáveis do processo

$\Delta$  - Matriz de termos processo x ruído

$E_{z,\varepsilon}[\hat{y}(x, z)]$  - Modelo de média

$\text{Var}_{z,\varepsilon}[\hat{y}(x, z)]$  - Modelo de variância

$\text{MSE}_{z,\varepsilon}[\hat{y}(x, z)]$  - Modelo de erro quadrático médio

### **Otimização multiobjetivo**

**F(x)** - Vetor de funções objetivo

$m$  - Número de funções objetivo

$P_s$  - Conjunto ótimo de Pareto

$P_f$  - Fronteira de Pareto

$P_t$  - Parentes da geração  $t$  em NSGA

$Q_t$  - Descendência da geração  $t$  em NSGA

$S_t$  - Soluções selecionadas da geração  $t$  em NSGA

$h$  - Número de pontos de referência

$q$  - Número de divisões em cada funções objetivo

## SUMÁRIO

|  |    |
|--|----|
| <b>1. INTRODUÇÃO</b> .....   | 1  |
| 1.1 Contextualização da pesquisa .....   | 1  |
| 1.2 Objetivos .....  | 6  |
| 1.3 Justificativa .....  | 7  |
| 1.4 Estrutura da pesquisa .....  | 9  |
| 1.5 Considerações finais do capítulo.....  | 10 |
| <b>2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b> .....  | 11 |
| 2.1 Aços Inoxidáveis Super Duplex .....  | 11 |
| 2.1.1 Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis Super Duplex .....                      | 13 |
| 2.2 Fresamento helicoidal .....  | 21 |
| 2.2.1 Vantagens do fresamento helicoidal em relação à furação convencional ..... | 25 |
| 2.2.2 Cinemática do fresamento helicoidal .....                                  | 27 |
| 2.2.3 Aplicações .....   | 32 |
| 2.3 Considerações finais do capítulo .....                                       | 33 |
| <b>3. CONTEXTO DOS MÉTODOS</b> .....   | 34 |
| 3.1 Análise fatorial.....  | 34 |
| 3.2 Metodologia de Superfície de Resposta .....                                  | 36 |
| 3.3 Projeto de parâmetro robusto .....   | 38 |
| 3.4 Otimização evolutiva multiobjetivo .....                                     | 39 |
| 3.5 Considerações finais do capítulo .....                                       | 43 |
| <b>4. MÉTODO PROPOSTO DE MODELAGEM E OTIMIZAÇÃO</b> .....                        | 44 |
| 4.1 Considerações finais do capítulo .....                                       | 48 |
| <b>5. MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....  | 49 |
| 5.1 Equipamentos e materiais para os ensaios.....                                | 49 |
| 5.2 Equipamentos de medição .....  | 53 |
| 5.3 Metodologia experimental .....   | 58 |
| 5.4 Considerações finais do capítulo.....  | 59 |
| <b>6. RESULTADOS E DISCUSSÃO</b> .....   | 60 |

|  |     |
|--|-----|
| 6.1 Resultados obtidos e Análise Fatorial .....      | 60  |
| 6.2 Modelagem e Projeto de Parâmetros Robustos ..... | 67  |
| 6.3 Otimização Evolutiva Multiobjetivo .....         | 82  |
| 6.4 Considerações finais do capítulo.....            | 93  |
| <b>7. CONCLUSÕES</b> .....                           | 94  |
| 7.1 Sugestões para trabalhos futuros .....           | 96  |
| <b>8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....           | 97  |
| <b>APÊNDICES</b> .....                               | 114 |
| Apêndice I - Artigo publicado .....                  | 114 |



# Capítulo 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1 Contextualização da pesquisa

A demanda global por energia continuará crescendo e prevê-se que o consumo deverá aumentar em 35% nos próximos 20 anos. Apesar da exploração e utilização de energias renováveis e outras fontes de energia estar aumentando, o uso de hidrocarbonetos ainda terá papel importante, se tornando um verdadeiro desafio para a indústria de petróleo e gás, na procura por reservatórios com desafios geológicos e operacionais complexos, tais como formações ultra-profundas ou águas profundas (acima de 2.500 metros); sendo estes ambientes de alta temperatura, alta pressão (acima de 15.000 psi) e extremamente corrosivos (CHAIL & KANGAS, 2016; AIRAO *et al.*, 2018; ZHANG *et al.*, 2022).

Assim, os aços inoxidáveis constituem um grupo específico de materiais com largo campo de aplicação nas indústrias química, alimentícia, aeroespacial, petróleo e gás, energia, entre outras, em que se deseja longa vida dos componentes. Os aços inoxidáveis super duplex são ligas com alta resistência à corrosão com aplicação crescente na indústria de óleo e gás, hoje muito em voga no cenário nacional e internacional (NILSON, 2011; CHAIL, 2016; GAMARRA *et al.*, 2018; POLICENA *et al.*, 2018; TAVARES *et al.*, 2018). Eles estão presentes na fabricação de bombas centrífugas, válvulas reguladoras de fluxo, partes estruturais de plataforma de extração de petróleo, e outros (CHATER, 2010). Considerando a necessidade de furos nos flanges para fixação de bombas, válvulas, e partes estruturais, um dos principais desafios ao fabricar estas peças em aço inoxidável super duplex, consiste do processo de furação.

Os aços inoxidáveis super duplex são de baixa usinabilidade que está geralmente associada à sua alta taxa de encruamento, comparáveis às dos aços inoxidáveis austeníticos, podem levar a formação instável de cavacos, maiores esforços de corte, vibrações e conseqüentemente, menor vida de ferramentas e acabamentos superficiais não adequados (KORKUT *et al.*, 2004; NOMANI *et al.*, 2017). Além disso, a alta resistência mecânica, alta ductilidade e a baixa condutividade térmica incentivam diversos mecanismos de desgaste como abrasão, difusão, aderência, o que faz com que se tenha menor vida da ferramenta comparando-se à usinagem de aços comuns (OLIVEIRA Jr. *et al.*, 2014; GAMARRA, *et al.*, 2018).

Apesar da importância dos aços inoxidáveis super duplex na indústria e do desafio de usar esses materiais, ainda faltam investigações nesta área, principalmente no que diz respeito à furação e fresamento convencionais (GOUVEIA *et al.*, 2016). As dificuldades gerais do processo de furação estão relacionadas à velocidade de corte nula na ponta da ferramenta, resultando em extrusão em vez de corte nesta região central. A cinemática compreende o avanço axial com rotação da ferramenta ao redor do

eixo da broca; a geometria específica da broca e a mecânica de um processo contínuo de remoção de material, implica em altas forças de avanço, evacuação deficiente de cavacos, quebra de material na saída do furo, altas taxas de desgaste e baixa vida da ferramenta, e pequena produtividade. Especialmente em abertura de furos com uma alta relação profundidade/diâmetro, a lubri-refrigeração é difícil e a aplicação da quantidade mínima de lubrificação (MQL) e de outros lubrificantes modernos não são eficientes. Finalmente, a pequena área da seção transversal da ferramenta de corte resulta em baixa resistência à torção, trazendo o risco de quebra da ferramenta dentro dos furos de peças quase acabadas (IYER *et al.*, 2007; ABRÃO *et al.*, 2011).

Materiais de baixa usinabilidade implicam na necessidade de estratégias especiais de usinagem para garantir o sucesso da operação. No caso de furação e usinagem de cavidades, o processo de fresamento helicoidal traz as vantagens do fresamento em detrimento dos inconvenientes da furação. Este processo é simples de operar, pois está geralmente presente nos ciclos de usinagem de controles numéricos e também nos softwares de manufatura auxiliada por computador (CAM). Este processo pode ser aplicado na fabricação de furos de aço inoxidável super duplex para conseguir furos com maiores dimensões geométricas e de qualidade superficial melhoradas.

O fresamento helicoidal apresenta diversas vantagens em relação à furação convencional, devido a utilização de uma fresa ao invés de uma broca e sua trajetória helicoidal. Permite-se utilizar no processo de fresamento helicoidal a mesma fresa para obter furos de diâmetros diferentes através do ajuste do diâmetro da hélice, viabilizando a economia com a redução do inventário de ferramentas e redução dos tempos de *setups* (SAADATBAKHSI *et al.*, 2017; WANG *et al.*, 2018; ZHANG *et al.*, 2021). A remoção de material neste processo é realizada pelas arestas de corte frontais de forma contínua e pelas arestas periféricas de forma intermitente da fresa, enquanto no processo de furação com broca, a remoção de material é contínua pelas arestas frontais. Com a trajetória helicoidal são desenvolvidos menores níveis de força na direção axial devido a geometria da fresa. O processo de fresamento helicoidal de alguns materiais permite a aplicação por mínima quantidade de fluido (MQL) e refrigeração por ar comprimido, devido a maior facilidade na evacuação de cavacos, por causa da folga lateral entre a ferramenta e o furo em usinagem, dada pela diferença entre os diâmetros do furo e da hélice (PEREIRA *et al.*, 2017; FESTAS *et al.*, 2021; WANG *et al.*, 2018; SAADATBAKHSI *et al.*, 2017; DENKENA *et al.*, 2008).

Melhor precisão dimensional, geométrica e microgeométrica são obtidas na fresamento helicoidal devido às razões acima mencionadas (DENKENA *et al.*, 2008; ABRÃO *et al.*, 2011; IYER *et al.*, 2007 e BRINSKMEIR *et al.*, 2008). A correção dos desvios dimensionais pode ser realizada através do ajuste do diâmetro da hélice. O desgaste da ferramenta pode ser monitorado uma vez que ocorre progressivamente, permitindo a previsão da vida e a substituição da ferramenta. É possível obter

furos acabados em apenas uma operação de fresamento helicoidal, o que torna com estas características, um processo sustentável de fabricação de furos. Este processo tem sido amplamente aplicado na furação de materiais de baixa usinabilidade, especialmente ligas de titânio, plásticos reforçados com fibra de carbono e outros (FESTAS *et al.*, 2021; PEREIRA *et al.*, 2017).

Para permitir a realização de furos com alta qualidade e produtividade, trazendo benefícios econômicos, sociais e ambientais para a indústria manufatureira envolvida neste processo, é necessária a aplicação de métodos estatísticos, matemáticos e computacionais. O fresamento helicoidal de aços inoxidáveis super duplex pode apresentar natureza multiobjetiva e multivariada, não apenas devido à presença de vários resultados a serem avaliados, mas devido à possível forte estrutura de correlação desses resultados.

Para atingir estes objetivos, o desempenho do processo deve ser monitorado, considerando não apenas a medição das características de qualidade do furo, tais como rugosidade e erros de forma, mas também as forças de usinagem, já que estão relacionadas ao consumo de energia e ao desgaste da ferramenta, sendo importante mantê-las em níveis adequados para evitar altos custos de produção e perda de qualidade (WANG *et al.*, 2012; VENTURA *et al.*, 2013). Para projetar sistematicamente o estudo de fresamento helicoidal para fazer furos em materiais complexos como os aços inoxidáveis super duplex, é necessário realizar investigações experimentais. Para avaliar os resultados medidos em função dos parâmetros do processo e para minimizar a variabilidade em relação às variáveis de ruído, o projeto de experimentos, estatística multivariada e otimização multiobjetivo podem ser empregados.

A modelagem de processos através de experimentos projetados geralmente visa encontrar uma função de aproximação para uma resposta de interesse na função das variáveis de processo ou controle. Um método viável geralmente utilizado para este objetivo é a metodologia de superfície de resposta (MSR). Um problema para encontrar níveis ótimos das variáveis de controle que otimizem a resposta de interesse está relacionado à sensibilidade da solução ótima obtida em relação às variáveis de ruído que podem influenciar o processo. Um método adequado para lidar com este tipo de problema é o projeto de parâmetro robusto (PPR). No contexto do PPR, as variáveis de ruído são aquelas que não podem ser controladas pelo engenheiro de processo em situações práticas de chão de fábrica (WELCH *et al.*, 1990). Entretanto, em cenários experimentais, o PPR se propõe a considerar as variáveis de ruído no projeto. Através do PPR é possível encontrar níveis ótimos das variáveis de controle que são menos sensíveis à variação das variáveis de ruído (SHOEMAKER *et al.*, 1991; NAIR *et al.*, 1992). Este objetivo é justificado pelos custos mais elevados de controlar as variáveis de ruído do que encontrar níveis de variáveis de controle insensíveis a elas (KACKAR, 1985).

O PPR acoplado ao MSR, especialmente considerando a estratégia da matriz combinada, tem sido bem aplicada com sucesso desde que permite economia na experimentação, avaliação e estudo da

interação controle×ruído, além da obtenção de modelos de média e variância através da propagação de erros (MYERS *et al.*, 1992). Apesar da importância da literatura clássica de PPR com matriz combinada (Shoemaker *et al.*, 1991; Nair *et al.*, 1992; Myers *et al.*, 1992), esses trabalhos não levam em consideração a natureza multivariada das respostas.

Os processos de fabricação geralmente apresentam várias respostas ou saídas correlacionadas e/ou parcialmente correlacionadas (LI *et al.*, 2003). Cada resposta tem seu próprio significado considerando a caracterização do processo e do produto, mas quando se trata de modelagem e otimização, a similaridade entre elas pode acarretar algumas dificuldades de análise e/ou ineficiência nos modelos obtidos e nos resultados otimizados. Como abordagem mais comum utilizada para a redução da dimensionalidade, a análise dos componentes principais tem sido aplicada na estimativa da vida útil remanescente para manutenção preditiva (SCHWARTZ *et al.*, 2022), e no diagnóstico dos sistemas de gestão da qualidade do setor manufatureiro (MARQUEZ *et al.*, 2020). Quando o conjunto de respostas é composto de alguns subconjuntos altamente correlacionados com uma pequena ou moderada correlação entre subconjuntos, a análise fatorial pode ser empregada. Este método multivariado procura explicar a covariância ou correlação através de um conjunto modesto de variáveis ou fatores não observáveis ou latentes, para alcançar a redução da dimensionalidade. A rotação ortogonal é geralmente aplicada para maximizar a explicabilidade das variáveis originais através das variáveis latentes.

Nos casos com padrão de correlação tão semelhante, a análise de componentes principais (ACP) não é capaz de produzir um conjunto de variáveis latentes ortogonais, com uma estrutura simples de interpretar entre variáveis observadas e transformadas. Por exemplo, o padrão dos componentes principais observado no trabalho de Sanchez *et al.* (2020) para investigar os sistemas de gestão da qualidade do setor de manufatura é de difícil interpretação, devido à inclinação dos eixos das variáveis originais em relação aos eixos dos componentes principais. Além disso, estas variáveis latentes geradas ortogonalmente não são correlacionadas, permitindo a modelagem e otimização de respostas diferentes (FERREIRA, 2011). Uma vez que este método pode ser aplicado a um conjunto de variáveis correlatas sem rótulos, ele também é concebido como uma abordagem de aprendizagem não supervisionada (MELO *et al.*, 2022). A análise fatorial foi empregada recentemente para medir a relevância de uma amostra de empresas portuguesas considerando aspectos da indústria 4.0 (BRANCO *et al.*, 2022).

Para lidar com a otimização de múltiplos modelos não correlatos é importante empregar algoritmos multiobjetivos. As abordagens mais populares são os métodos de otimização evolutiva multiobjetivo, que procuram evoluir a fronteira de Pareto, considerando as operações evolutivas em uma única execução (DEBI, 2001). Uma escolha popular e eficiente é o Algoritmo Genético Não Dominado (NSGA-II) devido à sua capacidade de atingir uma fronteira de Pareto, considerando a não-dominância

e a distância razoável de aglomeração entre as soluções (DEB, 2002). Algumas aplicações recentes do método NSGA-II incluem a seleção de características para um Sistema Fuzzy Logic Type-2 e a seleção variável para características-chave de qualidade dos processos de fabricação de produtos químicos (LI *et al.*, 2016). Ao otimizar três ou mais funções objetivo, o operador de distância de aglomeração do NSGA-II não é capaz de apresentar uma boa dispersão das soluções. No entanto, para problemas com mais objetivos, outros métodos foram propostos para melhorar a proximidade e a diversidade, como NSGA-III (DEB & JAIN, 2014) e AGE-MOEA (PANICHELLA, 2019).

Algumas abordagens recentes de otimização de modelagem têm sido aplicadas em processos de manufatura, considerando alguns, mas não todos, os aspectos discutidos anteriormente. Abordagens de modelagem multivariada e otimização multiobjetivo foram aplicadas na usinagem de feixe à laser e na soldagem a arco fluxado de processos de revestimento de aço inoxidável, empregando análise de componente principal (ACP), para lidar com a dimensionalidade das respostas e abordagem de escalarização multiobjetivo para otimização (BELINATO *et al.*, 2019; ALMEIDA *et al.*, 2020). As abordagens propostas não consideraram os efeitos do ruído e a robustez.

A ACP só é eficiente quando a estrutura de correlação consiste em um conjunto de variáveis altamente correlacionadas. Para a otimização multiobjetivo, as abordagens de escalarização são baseadas em métodos de programação não-linear, que requerem preferência a priori dos objetivos e não garantem a obtenção de soluções não dominadas sem filtragem a posteriori do conjunto obtido (PEREIRA *et al.*, 2019). Uma tarefa recente considerou a análise fatorial para resolver a estrutura de correlação das repostas, em que a superfície de resposta foi utilizada para modelagem e otimização evolutiva multiobjetivo para alcançar resultados ótimos do processo de torneamento do aço AISI 4340 (MELO *et al.*, 2022). Entretanto, nesta tarefa a variância relativa às variáveis de ruído não foi considerada no projeto. Para obter soluções ótimas robustas, é importante considerar as variáveis de ruído relativas ao processo específico sob investigação.

Alguns trabalhos recentes apresentaram abordagens interessantes para modelagem e otimização de processos multivariados. Na otimização evolutiva robusta com vários objetivos do processo de mandrilhamento do aço AISI 4130 (Vieira *et al.*, 2021), foram aplicadas o PPR e a otimização evolutiva com vários objetivos. No entanto, a correlação entre os resultados não foi medida, e a análise fatorial não foi usada para redução de dimensionalidade e contabilidade de covariância. O trabalho de Melo *et al.* (2022) considerou a análise fatorial para redução de dimensionalidade, a MSR para modelagem e algoritmos evolutivos multiobjetivo - MOEAs (*Multiobjective Evolutionary Algorithms*) para otimização. No entanto, o trabalho não considerou as variáveis de ruído do processo estudado no projeto para obter soluções ótimas robustas dos modelos multivariados.

Os processos de fabricação apresentam natureza multivariada e geralmente são influenciados não apenas pelas variáveis de processo, mas também por variáveis de ruído. Quando a modelagem e a otimização são aplicadas considerando os modelos das respostas correlacionadas na função das variáveis do processo, podem ocorrer dois problemas principais: Em primeiro lugar, os modelos não podem levar em conta a variabilidade comum entre as respostas e a redundância entre os modelos pode representar uma desvantagem na otimização multiobjetivo, uma vez que as funções correlacionadas podem resultar em uma exploração deficiente do *trade-off* no espaço das respostas. Em segundo lugar, se os resultados ótimos forem obtidos sem considerar os efeitos do ruído, a variabilidade nos resultados com relação aos níveis ótimos de parâmetros do processo não podem garantir a estabilidade dos resultados ideais.

A análise de fatores pode reduzir a dimensionalidade e levar em conta a variação comum dos conjuntos de resultados multivariados. O PPR pode fornecer modelos robustos para permitir a insensibilidade dos resultados em relação à variação de ruído no conjunto ideal. Ao combinar essas abordagens com os MOEAs mais recentes, obtém-se um conjunto ótimo de Pareto robusto para variáveis latentes ortogonais ou independentes que representam o conjunto de resultados originais.

Neste trabalho é proposto a otimização evolutiva multiobjetivo das variáveis de resposta robustas latentes do processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760. Foram realizados testes experimentais projetados, variando as condições de corte do fresamento helicoidal como fatores de controle, e o balanço da ferramenta, a profundidade do furo, e o volume de fluido de corte como variáveis de ruído. As rugosidades, os erros de circularidade/cilindricidade foram medidas nos furos obtidos, e as componentes das força de usinagem foram monitorados durante os ensaios de fresamento helicoidal. A análise fatorial foi empregada para processar a estrutura de correlação entre as respostas e para gerar variáveis latentes para representar as respostas originais, contabilizando sua correlação e permitindo a redução da dimensionalidade. O PPR/MSR é utilizado para obter modelos das variáveis latentes em função das variáveis de controle, que são robustas no que diz respeito às variáveis de ruído. Finalmente, a otimização evolutiva multiobjetivo é empregada para alcançar uma fronteira de Pareto robusta, considerando os modelos robustos das variáveis latentes.

## 1.2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é a otimização robusta evolutiva multiobjetivo do processo multivariado de fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760. Para alcançar este objetivo foram utilizadas as metodologias de planejamento de experimentos, metodologia de superfície de resposta, projeto de parâmetro robusto, raiz do erro quadrático médio e otimização evolutiva multiobjetivo multivariada. Os objetivos específicos são listados abaixo:

- Analisar e identificar a estrutura de relações entre as variáveis de resposta originais ( $Ra$ ,  $Rz$ ,  $Fa$ ,  $Fr$ ,  $Ront$  e  $Cylt$ ), examinando-se as correlações entre elas e posteriormente definir as variáveis latentes ou fatores ( $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ ), através da análise fatorial;
- Estudar a influência das variáveis de controle: velocidade de corte, avanço axial e transversal por dente; na rugosidade, nas componentes das forças de usinagem, nos desvios de circularidade e cilindricidade dos furos obtidos;
- Estudar a influências das variáveis de ruído: comprimento em balanço da ferramenta, altura de medição do furo e vazão de fluido de corte; na qualidade superficial, nos erros geométricos dos furos, e nas componentes das forças de usinagem;
- Estudo da robustez do processo a partir da avaliação das interações das variáveis de processo e ruído;
- Obtenção dos modelos de média ( $E$ ), variância ( $\sigma^2$ ) e raiz do erro quadrático médio (RSME) para cada uma das variáveis latentes ( $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ );
- Realização da otimização evolutiva multiobjetivo dos modelos da raiz erro quadrático médio (RSME) para três objetivos ( $RSME_{PA1}$ ,  $RSME_{PA2}$ ,  $RSME_{PA3}$ ) e quatro objetivos ( $RSME_{PA1}$ ,  $RSME_{PA2}$ ,  $RSME_{PA3}$  e  $MRR$ ), obtida pelos métodos NSGA-III, AGE-MOEA e AGE-MOEA-II;
- Obter a otimização do processo de fresamento helicoidal com vários cenários de variáveis de entrada com as respectivas soluções pareto ótimas robustas para cada variável latente, considerando três e quatro objetivos;
- Estimar as respostas originais através do modelo fatorial para fornecer parâmetros operacionais de máquina ( $a_p^*$ ,  $n$ ,  $vf$ ) e respostas estimadas ( $Ra$ ,  $Rz$ ,  $Fa$ ,  $Fr$ ,  $Ront$  e  $Cylt$ ) de soluções Pareto ótimas selecionadas para três objetivos, e quatro objetivos considerando a taxa de remoção de material (MRR).

### 1.3 Justificativa

A principal justificativa para a realização deste estudo é a escassez de trabalhos científicos relacionados ao processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex na literatura atual. Com a finalidade de comprovar a relevância do trabalho, assim como sua contribuição científica para o tema de pesquisa foi realizada uma análise bibliográfica considerando os termos: fresamento helicoidal e o aço inoxidável super duplex. A análise foi feita em outubro de 2023 e as bases de dados utilizadas para esta busca foram *Scopus* e *Web of Science*. Inicialmente foi elaborada a busca pelos termos de forma individual no título, resumo e palavras-chave no intuito de verificar a quantidade de artigos relacionados ao tema na literatura. Posteriormente, foi realizada a busca nas

mesmas bases de dados combinando ambos os termos nos títulos, resumos e palavras-chave. Os resultados encontrados são apresentados na Tabela 1.1.

Tabela 1.1. Análise bibliográfica

| Base de dados         | <i>Helical milling</i> | <i>Super Duplex Stainless Steel</i> | <i>Helical milling + Super Duplex Stainless Steel</i> |
|-----------------------|------------------------|-------------------------------------|---|
| <i>Scopus</i>         | 255                    | 649                                 | 0   |
| <i>Web of Science</i> | 161                    | 141                                 | 0   |

Os resultados encontrados na análise bibliográfica certificam que há espaço para investigação do processo de fresamento helicoidal e sua utilização nos aços inoxidáveis super duplex. Através da análise bibliográfica foi possível verificar a carência de trabalhos relacionados ao tema, comprovando a necessidade do estudo. Uma maior discussão e aprofundamento do tema, no que se refere a utilização do fresamento no setor de petróleo e gás, apresenta a possibilidade de inserção de novos processos na indústria na busca de ganhos em produtividade e garantia de sustentabilidade nos processos. A possibilidade de obtenção de furos com maior qualidade e precisão nos aços inoxidáveis super duplex podem garantir minimização dos custos e maior vantagem competitiva no cenário industrial, relacionado à tecnologia e inovação. Os aços inoxidáveis super duplex são ligas com alta resistência à corrosão, constituindo um grupo específico de materiais com largo campo de aplicação nas indústrias química, alimentícia, aeroespacial, setores de águas profundas, energia, entre outras, em que se deseja longa vida útil dos componentes. (NILSON, 2011; CHAIL, 2016; GAMARRA et al., 2018).

No entanto, os aços inoxidáveis super duplex são de baixa usinabilidade que está geralmente associada à sua alta resistência à corrosão por pites ( $PRE_N$  maior que 40) e elevada resistência mecânica, devido à combinação de elementos na sua composição, como cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio. Conferindo boa estabilidade química a esses materiais em ambientes corrosivos como a água do mar. As altas taxas de encruamento, comparáveis às dos aços inoxidáveis austeníticos, podem levar a formação instável de cavacos, maiores esforços de corte, vibrações e consequentemente, menor vida de ferramentas e acabamentos superficiais não adequados.

Dada a escassez de estudos experimentais sobre o fresamento helicoidal em aços inoxidáveis super duplex, ainda há muitos aspectos científicos para serem explorados que envolvem a otimização multiobjetivo, considerando a estrutura de correlação entre as variáveis de resposta originais e agrupando-as em fatores ou variáveis latentes; empregando a técnica da estatística multivariada conhecida como análise fatorial.

Por suas características, o fresamento helicoidal se apresenta como um processo sustentável para obtenção de furos. Ademais, ao aplicar métodos estatísticos, matemáticos e computacionais para modelagem e otimização deste processo, pretende-se garantir a obtenção de furos com mais qualidade e produtividade, trazendo benefícios econômicos, sociais e ambientais a toda cadeia produtiva que envolve este setor industrial.

O processo de fresamento helicoidal de aço inoxidável super duplex pode apresentar natureza multivariada e multiobjetiva, não apenas no sentido de apresentar diversas características de interesse, mas também de tais características apresentarem estrutura de correlação estatisticamente significativa. Este processo objetiva gerar superfícies acabadas com alta qualidade e precisão, de forma que as características de interesse como rugosidades, erros de forma e esforços de corte possam ser mensuradas. Assim, técnicas de projetos de experimentos e estatística multivariada devem ser aplicadas para elucidar a relação entre as diversas variáveis deste processo.

O projeto de parâmetro robusto aliado à metodologia de superfície de resposta utilizando a estratégia de arranjo combinado tem sido aplicado com sucesso, uma vez que possibilita a economia na experimentação, o estudo da interação entre variáveis de processo-ruído e obtenção de modelos de média e variância para a resposta de interesse a partir da propagação do erro em relação às variáveis de ruído (MYERS *et al.*, 1992). Aliado ao projeto de parâmetro robusto, a minimização do erro quadrático médio tem a finalidade de aproximar do alvo, a média modelada de uma resposta de interesse e concomitantemente minimizar a variância desta mesma resposta (BOX e JONES, 1992).

Conforme descrito acima, a aplicação destes métodos é uma estratégia para tratar adequadamente a influência das variáveis de controle e ruído, a correlação, a dimensionalidade do conjunto multivariado e a geração de soluções ótimas de Pareto.

## **1.4 Estrutura da pesquisa**

Este trabalho é composto por oito capítulos, apresentados conforme descrição abaixo:

Capítulo 1: Realiza uma contextualização sobre a importância de pesquisas no processo de fresamento helicoidal em aços inoxidáveis super duplex, visto suas altas aplicações em indústrias de petróleo e gás. Na sequência são apresentados os objetivos gerais e específicos, as justificativas e as delimitações desta pesquisa.

Capítulo 2: Apresenta uma síntese sobre a revisão da literatura, onde são apresentados os principais conceitos relacionados aos aços inoxidáveis super duplex, ao processo de fresamento helicoidal, sua cinemática e suas aplicações.

Capítulo 3: Apresenta um contexto quanto as técnicas de otimização, onde são abordados a Análise Fatorial, Projeto de Parâmetro Robusto (PPR), Metodologia de Superfície de Respostas (MSR) e Otimização Evolutiva multiobjetivo.

Capítulo 4: Apresenta o fluxograma do método proposto, desde a apresentação das variáveis de controle e ruído definidas, arranjo combinado por meio CCD, o teste de correlação, a análise fatorial, e demais etapas até a otimização evolutiva multiobjetivo através dos algoritmos evolutivos NSGA-III, AGE-MOEA e AGE-MOEA-II.

Capítulo 5: Descreve o detalhamento dos equipamentos, ferramentas e materiais utilizados para a usinagem e medição dos corpos de prova.

Capítulo 6: Aborda os resultados, onde são apresentadas a modelagem das respostas, os ajustes dos modelos, os gráficos dos efeitos principais e das interações, a otimização pelo RMSE e a construção da fronteira de Pareto com as soluções Pareto-ótimas do processo.

Capítulo 7: Apresenta as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 8: Referências bibliográficas.

## **1.5 Considerações finais do capítulo**

Este capítulo introdutório descreveu a composição e aplicação dos aços inoxidáveis super duplex e a necessidade de busca de alternativas na usinagem destes materiais, devido à sua baixa usinabilidade e limitações do processo de furação convencional. O processo de fresamento helicoidal foi proposto, associado ao uso de métodos estatísticos com o intuito de redução da variabilidade e otimização deste processo. Assim, os métodos de modelagem e otimização foram apresentados, os objetivos, a justificativa e a estrutura da pesquisa foram abordados. Em seguida, será apresentada uma revisão bibliográfica de conteúdos referentes ao tema da tese.

## Capítulo 2

### REFERENCIAL TEÓRICO

#### 2.1– Aços Inoxidáveis Super duplex

Os aços inoxidáveis duplex (DSS) fazem parte de uma família composta pelos aços de microestrutura bifásica austenítico-ferrítico, com ambas as fases consideradas inoxidáveis por conterem mais de 13% de cromo (NILSON, 1992). Em termos práticos, este termo se refere as ligas onde as frações volumétricas presentes de ferrita e de austenita são aproximadamente iguais, de aproximadamente 50% cada, em oposição as ligas em que um dos constituintes se apresenta na forma de pequenos precipitados. A ferrita consiste de uma fase cristalina composta por uma célula unitária cúbica de corpo centrado (CCC) e a austenita se apresenta numa célula unitária de face centrada (CFC) (MARTINS & CASTELETTI, 2007). Na Figura 2.1 é mostrada que a microestrutura mista dos aços inoxidáveis super duplex é bem definida, permitindo observar a matriz de ferrita (fase  $\alpha$ ), e ilhas de austenita (fase  $\gamma$ ).

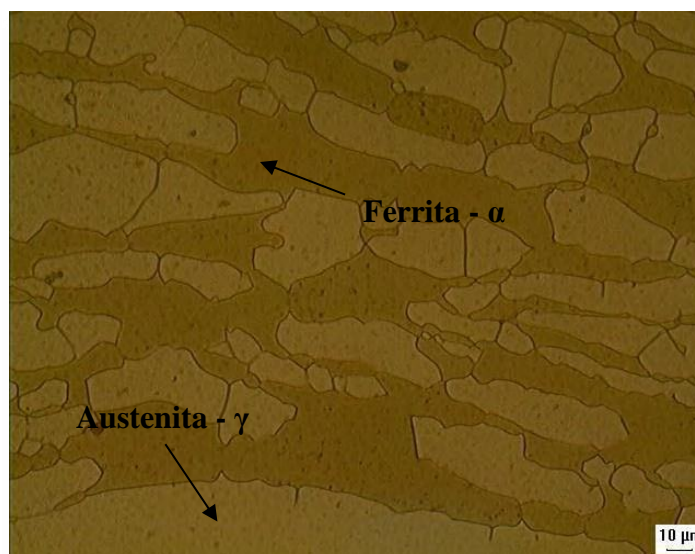


Figura 2.1. Microestrutura do aço inox super duplex UNS S32760. Ferrita (*fase escura*) e Austenita (*fase clara*). Microscopia ótica, ataque eletrolítico com solução de 30% vol HNO<sub>3</sub>. Aumento de 1000X. (Adaptado de BARRETO *et al.*, 2013).

O pioneiro da descoberta desta microestrutura foi Bain e Gritifhs em 1927, porém, apenas em 1930 este material se tornou disponível para fins comerciais. Os aços duplex foram largamente empregados em substituição aos aços inoxidáveis austeníticos, por possuírem vantagens como maior resistência mecânica, resistência à corrosão superior e menor preço no mercado, devido aos menores teores de níquel. Posteriormente notou-se que a utilização dos DSS em ambientes susceptíveis ao

trincamento por corrosão sob tensão, apresentavam um melhor desempenho em relação aos aços inoxidáveis austeníticos. Percebeu-se que nos últimos anos, que os aços inox duplex DSS de alta liga possuíam alta resistência à corrosão induzida pela presença de cloretos, tornando-os adequados a aplicações marítimas e petroquímicas (CHATER, 2011). Esta categoria de material é muito utilizada na fabricação de equipamentos rotativos, como as bombas centrífugas, equipamentos estáticos, como as válvulas reguladoras de fluxo, e até em partes estruturais para aplicações marinhas, particularmente na indústria de extração de petróleo, tanto em países tropicais quanto em países nórdicos. Uma outra grande vantagem é que este material possui baixos teores de carbono e alto teor de nitrogênio, o que aumenta a soldabilidade, facilitando o trabalho à quente (NILSON, 1992; SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2016).

O desenvolvimento dos aços inoxidáveis super duplex (SDSS) foi a partir dos aços duplex (DSS), sendo classificado como um tipo de DSS que por possuir maiores teores de elementos de liga, principalmente o molibdênio, que possui uma maior resistência à corrosão por *pitting* em ambientes com presença de cloretos (SANTOS & BOLFARINI, 2005). Outra grande vantagem associada ao emprego dos aços inoxidáveis super duplex é o custo, já que o material surge como uma alternativa mais econômica em relação a algumas ligas de níquel e até mesmo a outros aços inoxidáveis. São caracterizados pela composição química similar à dos aços inoxidáveis duplex, com maiores teores de Cr, Ni, Mo e N.

O cálculo do número equivalente de resistência ao *pitting* é definida por seu  $PRE_N$  (*Pitting Resistance Equivalent Number*) (NILSON, 1992). Aços duplex (DSS) possuem  $PRE_N$  maior que 20 e menor que 40, já os aços inox super duplex (SDSS) possuem  $PRE_N$  maior que 40 (NILSON, 1992; CHATER, 2010). A Equação 2.1 apresenta a equação do cálculo do  $PRE_N$  em função de certos elementos de liga (NILSON, 1992).

$$PRE_N = \%Cr + 3,3\%Mo + 16\%N \quad (2.1)$$

Existe uma diferença entre o  $PRE_N$  dos grãos de ferrita e do  $PRE_N$  da austenita, devido à quantidade de nitrogênio. Portanto o  $PRE_N$  da austenita aumenta com a variação do teor de nitrogênio, enquanto o da ferrita permanece estável com o aumento do nível de nitrogênio.

Segundo estudos realizados por Bordinassi (2006), as principais características do aço inoxidável super duplex são: alta resistência mecânica, alta resistência à corrosão por fadiga e erosão, elevada resistência à corrosão em ambientes com cloretos, alta tenacidade ao impacto, comportamento magnético, elevada resistência à fadiga e baixa condutividade térmica, portanto maior que dos aços austeníticos.

O mesmo pesquisador constatou que os aços inox super duplex possuem diversas vantagens em relação aos aços austeníticos, sendo elas: maior resistência à corrosão sob tensão em ambientes com

cloretos, maior resistência à corrosão por *pitting* e a tensão de ruptura à tração sendo o dobro, tornando-o economicamente viável devido o teor de níquel ser na ordem de 50% menor.

A aplicação dos aços inox duplex e super duplex sofrem uma limitação com relação à temperatura. De acordo com estudos realizados, indiciam que as temperaturas de operação em componentes destes aços não superem 315°C, pois a fase ferrítica presente na liga sofre fragilização aos 475°C. Outros estudos aconselham que não se ultrapasse a temperatura de 280°C, já outros mencionam que a temperatura limite de trabalho é de 250°C (MARTINS & CASTELETTI, 2007). Em aplicação em ambientes de trabalho de baixas temperaturas, recomenda-se que não se ultrapasse -40° C, devido ao comportamento de transição dúctil-frágil da ferrita (BORDINASSI, 2006).

Não respeitado o limite superior de temperatura, pode ocorrer a formação de fases secundárias, que são deletérias tanto às propriedades mecânicas quanto em relação da resistência à corrosão do material (NILSSON, 1992).

### **2.1.1 Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis Super Duplex**

Basicamente a usinabilidade pode ser definida em termos de quatro fatores, são eles: acabamento e integridade superficial, vida da ferramenta, força e potência requeridas para a operação e nível de dificuldade no controle do cavaco (TRENT & WRIGHT, 2000; KALPAKJIAN & SCHMID, 2010; MACHADO *et al.*, 2015).

Segundo kalpakjian & shmid (2010), um material de alta usinabilidade tende a produzir superfícies íntegras e bem acabadas, com uma longa vida da ferramenta, gerar baixas forças de usinagem com consequentemente baixa potência consumida e fornecer um bom nível de controle do cavaco.

Os fabricantes buscam como requisito em seus materiais uma alta usinabilidade, pois implica diretamente em sua produtividade (NILSSON, 1992). O termo usinabilidade é demasiadamente amplo, a começar pelo número de processos de usinagem possível, cada um com suas particularidades, como o torneamento, fresamento, rosqueamento, entre outros (NILSSON, 1992).

As características do material da peça à ser usinada afeta fortemente a sua usinabilidade, sendo elas (GAMARRA, 2018):

- Dureza e resistência mecânica – materiais com baixos níveis de dureza e resistência mecânica, porém níveis adequados para que não ocorra a formação de aresta postiça de corte (APC);
- Ductilidade – no caso de baixos valores de ductilidade, ocorre a formação de cavacos curtos. Portanto níveis baixos de ductilidade promove o aumento da dureza;

- Condutividade térmica – materiais com alta condutividade térmica promove uma maior dissipação do calor gerado na região de corte, desta forma a ferramenta absorve menos calor e diminuindo o desgaste;
- Taxa de encruamento – maiores forças de corte e dificuldade na obtenção de boa qualidade superficial está relacionada com a alta susceptibilidade de endurecimento por deformação plástica.

O comportamento dos materiais durante a operação de usinagem está relacionada com as diferentes classes de aços inoxidáveis. Por exemplo, no caso dos aços austeníticos, possuem baixa usinabilidade, com alta possibilidade de ocorrer vibrações induzidas no processo, necessitando a aplicação de ferramentas com alta rigidez. Os aços ferríticos, dentre a classe dos inoxidáveis são os que possuem alta usinabilidade, não havendo problemas na operação de usinagem. Já no caso dos martensíticos, que são aços altamente abrasivos, tendem a formar arestas postiças de corte e as ferramentas devem possuir alta dureza à quente e alta resistência ao desgaste de cratera para usinagem deste material (KALPAKJIAN & SCHMID, 2010).

Para melhorar a usinabilidade dos aços inoxidáveis duplex, adiciona-se inclusões não metálicas como o enxofre, por outro lado, a adição deste elemento prejudica as características mecânicas e a resistência à corrosão destes materiais. Portanto, um aço com suas características otimizadas para usinagem dificilmente possuirá propriedades mecânicas e resistência à corrosão muito elevadas, e vice-versa (NILSSON, 1992).

De acordo com Bordinassi (2006), os aços inoxidáveis possuem características no processo de usinagem bem distintas com relação aos outros tipos de aços, caracterizado principalmente por:

- Altas taxas de encruamento, o qual gera modificações mecânicas durante a usinagem, bem como heterogeneidades superficiais, levando à instabilidade na formação de cavaco e induzindo vibrações durante o processo;
- Baixa condutividade térmica na ordem de 1/4 do aço carbono comum, o que gera concentração de calor na ferramenta, principalmente nas arestas de corte;
- Alta resistência à fratura, no qual dificulta a quebra de cavacos e elevação da temperatura, tendo como resultado uma baixa qualidade superficial da peça;
- Formação de aresta postiça de corte (APC), que podem ocorrer em baixas velocidades de corte, devido à alta resistência à fratura aliada a altas taxas de encruamento;

- Altas forças de corte, levando a um desgaste prematuro da ferramenta. Geralmente o próprio material da ferramenta é arrancado;
- Alto coeficiente de dilatação térmica, o qual gera um descontrole de integridade superficial em nível de microestrutura e macrogeométrico do material.

Estes materiais geram problemas recorrentes durante o processo de usinagem, tais como; cavacos longos, baixas velocidades de corte, desgaste da ferramenta e conseqüentemente acabamento superficial inadequado (BORDINASSI, 2006).

No caso dos aços inoxidáveis super duplex as dificuldades de usinagem são maiores ainda, visto que a usinabilidade de um material é geralmente comparada com o seu PRE. Portanto, devido à grande quantidade de austenita, nitrogênio e outros elementos de liga que esse material apresenta, faz com que a sua usinabilidade seja prejudicada. Outro fator influenciador para a baixa usinabilidade é a estrutura bifásica aleatoriamente distribuídas, onde cada fase contribui de maneira diferente para a formação do cavaco (BORDINASSI, 2006).

Conforme estudos realizados por Gamarra (2018), pode-se destacar as principais características dos aços inoxidáveis super duplex durante o processo de usinagem: formação de cavacos resistentes e abrasivos para a ferramenta, podendo levar ao lascamento da aresta de corte, geração de altas forças de corte, baixa usinabilidade devido ao alto PRE, estrutura bifásica que induz vibrações durante o processo e formação de cavacos longos.

A porcentagem de teor de enxofre nos aços inoxidáveis super duplex produzidos são mínimos, com isto, este material não recebe auxílio suficiente deste elemento na quebra dos cavacos. Em outras classes de aços inoxidáveis, o enxofre se combina com o manganês formando um composto chamado sulfeto de manganês, o qual diminui o coeficiente de atrito e melhorando a usinabilidade das ligas. Sem este composto, o atrito entre a ferramenta e a peça pode ser excessiva, gerando elevada quantidade de calor no processo, causando deformações plásticas e craterizações severas na ferramenta de corte (DINIZ, 2018; MACHADO, 2015; GAMARRA, 2018).

Em relação as pressões específicas de corte também são maiores no SDSS, pois eles possuem maior tensão de escoamento e maior tensão de ruptura, exigindo máquinas com maior potência e maior rigidez na fixação de ferramentas e da peça para diminuir a tendência de vibrações. As combinações destes efeitos indesejados na usinagem do SDSS geram diferentes mecanismos de desgaste, como aderência, difusão e abrasão, que ao longo do tempo se traduzem em desgaste de cratera, desgaste de entalhe, desgaste flanco e aresta postiça de corte (GAMARRA, 2018).

Existem vários estudos realizados sobre a relação dos parâmetros de corte com a rugosidade da peça, as forças de usinagem, vida da ferramenta, desgaste e seus mecanismos, taxa de remoção de material, e etc. (KUMAR *et al.*, 2013; KROLCZYK *et al.*, 2013; SELVARAJ *et al.*, 2014, KROLCZYK *et al.* 2014; PHILIP *et al.*, 2015; DHANANCHEZIAN *et al.*, 2016; KADAM *et al.*, 2017; SELAIMIA *et al.*, 2017).

Figueiredo & Bordinassi (2009) avaliaram a influência da velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de corte e vazão de fluido de corte no fresamento de topo com pastilhas intercambiáveis (com e sem cobertura PVD) do aço inoxidável duplex UNS S32205. Os resultados mostraram que o menor avanço e a utilização de lubrificação (MQL), as menores rugosidades e a vida da ferramenta foi maximizada. As ferramentas com cobertura PVD tem melhor desempenho para o aço inoxidável super duplex.

Kumar *et al.* (2013) investigaram o processo de torneamento do aço inoxidável super duplex SAF 2507 utilizando ferramenta de metal duro não revestida. Neste estudo utilizou-se um arranjo ortogonal de Taguchi, onde a relação sinal/ruído (S/N) e a análise de variância (ANOVA) mostraram os efeitos da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte no acabamento superficial. Os resultados mostraram que o avanço foi o parâmetro que mais influenciou na rugosidade da peça, seguido da velocidade e profundidade de usinagem.

Królczyk *et al.* (2013) investigaram o torneamento do aço inoxidável duplex (DSS) e propuseram determinar a topografia da superfície da ferramenta de metal duro revestida. Neste estudo os autores identificaram detalhadamente os mecanismos de desgaste ocorrido entre a superfície de saída e o flanco principal. Os resultados revelaram que o aumento da velocidade de corte aumenta a intensidade de desgaste na aresta de corte, sendo que o desgaste de flanco foi o modo de falha predominante e principal razão pela redução da vida da ferramenta.

Selvaraj *et al.* (2014) otimizaram pelo método Taguchi os parâmetros de corte no torneamento à seco de dois tipos de aços inoxidáveis duplex, utilizando ferramenta de metal duro com cobertura TiC e TiCN. Neste estudo analisaram os efeitos da velocidade de corte e da taxa de avanço na rugosidade da peça, força de corte e desgaste da ferramenta. Os resultados revelaram que a velocidade de corte foi o parâmetro que mais influenciou o desgaste da ferramenta.

Oliveira Júnior *et al.* (2014) investigaram o processo de torneamento do aço inoxidável super duplex SAF 2507 usando ferramentas de metal duro ISO M25 com revestimento de TiAlN (PVD) e TiN (PVD), tendo como variáveis de entrada a velocidade de corte e as condições de refrigeração em baixa e alta pressão. Neste estudo os autores avaliaram a influência destas variáveis de entrada na vida da ferramenta, na rugosidade da peça e na resistência à corrosão de componentes usinados com ferramentas novas e desgastadas. Os resultados revelaram longa vida da ferramenta, boa rugosidade da peça e alta

resistência à corrosão após a usinagem. O desgaste predominante foi o de entalhe, enquanto a adesão (*attrition*) o principal mecanismo de desgaste.

Krolczyk *et al.* (2014) investigaram a influência da refrigeração e dos parâmetros de corte no torneamento do aço inoxidável duplex (DSS) utilizando duas ferramentas com revestimento de TiN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Ti(C,N)-CVD e outra de multi camadas (CVD). Neste estudo determinou-se a vida da ferramenta, a identificação detalhada dos mecanismos de desgaste de flanco e de cratera. Os resultados revelaram que o uso de refrigeração afeta negativamente a durabilidade da ferramenta de corte com revestimento intermediário de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> em até 65%, pois ocorre desgaste abrasivo e por adesão na ferramenta.

Aguiar (2015) investigaram o processo de torneamento do aço super duplex UNS32507 utilizando fluido de corte e ferramentas revestidas de TiN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiCN (PVD) e TiAlN (PVD). Neste estudo analisou-se os mecanismos de desgaste e em relação aos parâmetros de corte, mantendo-se constante profundidade de usinagem e geometria da ferramenta. Os resultados revelaram um predomínio do mecanismo de desgaste por adesão (*attrition*) com surgimento de entalhe, causado pelo martelamento da rebarba gerada pelo cavaco durante o torneamento. O metal duro revestido com TiN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiCN se destacou por apresentar melhor resultado em termos de vida da ferramenta.

Nomani *et al.* (2015) estudaram a usinabilidade dos aços duplex UNS S32205 e super duplex UNS S32750. Além dos ensaios de vida em furação convencional, os autores conduziram ensaios de torneamento ortogonal utilizando dispositivo de parada rápida para preservar a raiz do cavaco e verificar a sua formação, de forma a buscar explicações em relação aos resultados dos estudos de furação. Os autores observaram que na adesão de material na broca nos ensaios de vida, apenas a fase  $\alpha$ - ferrita aderiu à ferramenta (fase macia) enquanto a fase  $\gamma$ -austenita (fase dura) fluiu para fora da zona de formação de aresta postiça de corte. Foi observado aumento da microdureza da peça para o cavaco devido endurecimento por deformação. O aço inox duplex apresentou melhor usinabilidade em termos de desgaste e esforços de corte comparado ao super duplex.

Philip *et al.*, (2015) estudaram os efeitos da rotação, velocidade de avanço, profundidade axial de corte na rugosidade da peça no fresamento de topo à seco do aço inoxidável duplex UNS S31803 (DSS). Neste estudo, um modelo matemático foi desenvolvido para prever a rugosidade da peça em termos de parâmetros de usinagem, usando metodologia de superfície de resposta com arranjo Box-Behnken. Os resultados revelaram que a velocidade de avanço é o fator que mais influenciou a rugosidade da peça, seguido pela profundidade axial de corte e da rotação.

Dhananchezian *et al.* (2016) estudaram a usinabilidade do aço inoxidável austenítico 316L e do aço inoxidável Super duplex 2505 no torneamento à seco com ferramentas de metal duro com cobertura TiAlN (PVD) nano-multicamadas. Os autores analisaram os efeitos da velocidade de corte na

temperatura de corte, força de corte, rugosidade da peça, desgaste da ferramenta e na quebra de cavaco. Os resultados revelaram altos níveis de força de corte, de desgaste da ferramenta e pobre acabamento superficial para o aço inoxidável super duplex e boa quebra de cavacos para o aço inoxidável austenítico.

Gouveia *et al.* (2016) investigaram diferentes materiais e geometrias de ferramentas no fresamento de topo do aço inoxidável duplex. Foram testadas fresas com diferentes coberturas e número de dentes para avaliação de desempenho. Neste estudo concluíram que as fresas de topo com quatro arestas com revestimento de TiAlN foram eficazes, apresentando os menores resultados de rugosidade  $R_a$ ,  $R_z$  e  $R_{max}$ .

Selaímia *et al.* (2017) modelaram a rugosidade da peça, força específica de corte, potência de corte e a taxa de remoção de material no fresamento de faceamento do aço inoxidável austenítico com ferramentas de metal duro multicamadas. Neste estudo, os autores avaliaram a influência da velocidade de corte, avanço por dente e a profundidade de usinagem nas respostas. Os resultados revelaram que a rugosidade da peça e a força específica de corte são mais influenciados pelo avanço por dente; e a potência de corte é consideravelmente afetada pela profundidade axial de corte, enquanto a taxa de material removido é influenciada pelo avanço por dente e pela profundidade axial de corte.

Kadam *et al.* (2017) estudaram a influência da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem no acabamento da peça, na força de corte e no desgaste da ferramenta no torneamento à seco do aço inoxidável duplex SAF2507 (DSS) utilizando ferramentas com e sem revestimento. Eles concluíram que o aumento da velocidade de corte gera maior temperatura de corte, redução da força de corte, formação de aresta postiça e aumento do desgaste abrasivo, principalmente nas ferramentas não revestidas. E por isto, os autores recomendaram o uso de ferramentas revestidas com TiAlN.

Uhlmann *et al.* (2017) analisaram a influência das variáveis do processo no fresamento de topo do aço inoxidável duplex UNS S32205 utilizando um suporte de fresa com e sem refrigeração interna. Os autores concluíram que houve um aumento da produtividade e a maximização na vida da ferramenta com a utilização de refrigeração interna.

Sevaraj *et al.* (2018) investigaram o processo de fresamento de topo à seco de dois diferentes tipos de aços inoxidáveis duplex UNS S31803 e UNS S32750, utilizando ferramentas de metal duro com cobertura. Neste estudo observou-se o efeito da velocidade de corte e da taxa de avanço sobre a rugosidade da peça e na força de corte. Os resultados revelam que o aumento da velocidade de corte reduziu a rugosidade da peça; e os valores da força de corte aumentaram para valores de rotação acima de 1.000 rpm. O aumento do avanço elevou os valores de rugosidade e da força de corte.

Gamarra & Diniz (2018) investigaram o torneamento do aço inoxidável super duplex SAF-2507 utilizando ferramentas de metal duro ISO M15, com geometria normal e alisadora, revestidas com TiAlN/AlCrO (PVD), utilizando refrigeração com alta pressão. Neste estudo os autores utilizaram duas

estratégias de usinagem: corte longitudinal e cônico; e diferentes avanços, em busca de se obter longa vida da ferramenta e alta produtividade do processo. Os melhores resultados foram atingidos utilizando ferramentas com geometria normal, corte longitudinal e com baixos avanços.

Bordinassi *et al.* (2006) investigaram a integridade superficial do aço inoxidável duplex UNS S32760 na operação de torneamento de acabamento, utilizando ferramenta de metal duro revestidas TiAlN (PVD) e TiN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiCN (CVD). Neste estudo os autores analisaram a microestrutura da peça, forças de corte, rugosidade da peça, tensões residuais e microdureza, em função das condições de corte e do material da ferramenta. A combinação de baixa velocidade de corte e avanço, com alta profundidade de usinagem proporcionou menores valores de tensão residual, menores rugosidades da peça e maiores valores de microdureza. A tensão residual sofreu grande influência da velocidade de corte e da classe do material da ferramenta. O avanço, a profundidade de usinagem e as classes das ferramentas utilizadas influenciaram nas forças de usinagem.

Yang *et al.* (2011) estudaram o processo de fresamento de faceamento do aço inoxidável austenítico AISI 304 utilizando ferramenta de metal duro sem revestimento. Neste estudo avaliaram a influência da profundidade radial de corte na vibração, na formação do cavaco e na rugosidade da peça. Os resultados revelaram que a amplitude e a frequência do sinal de vibração aumentam com o aumento da profundidade radial. A variação dos valores de profundidade radial de corte tem um efeito significativo na vibração do processo, na forma do cavaco removido e na rugosidade da peça.

Policena *et al.* (2018) utilizaram projeto Box-Behnken (BBD) e ANOVA, com o objetivo de alcançar a combinação ideal de parâmetros de usinagem em termos de acabamento superficial após o fresamento de topo à seco do aço inoxidável duplex UNS S32205, utilizando ferramenta revestida com TiAlN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-PVD. Os autores concluíram que o avanço por dente foi o parâmetro de maior influência na rugosidade da peça e que após a otimização por BBD, obteve-se menores valores de rugosidade  $R_a$  em torno de 0,182 $\mu$ m e  $R_z$  na ordem de 1,302  $\mu$ m.

Rajaguru *et al.* (2017) avaliaram o desgaste da ferramenta, as forças e temperatura de usinagem e integridade superficial, após o torneamento à seco do aço inoxidável duplex SAF 2507, utilizando 4 diferentes ferramentas revestidas com multicamadas (PVD e CVD). Concluíram que a ferramenta com revestimento AlTiN gerou alta temperatura, devido a alta fricção e baixa condutividade térmica. Os autores recomendam utilizar a ferramenta com revestimento [MT-TiN]-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, que apresentou melhor desempenho em termos de desgaste, força e temperatura de corte e baixos valores de rugosidade média  $R_a$ .

Airao *et al.* (2018) estudaram a evolução da rugosidade média  $R_a$  no fresamento de topo com pastilhas intercambiáveis do aço inoxidável super duplex UNS S32750 sem e com fluido de corte. O

avanço por dente foi a variável de controle mais significativa para a rugosidade  $Ra$  em ambas as condições de usinagem e os melhores acabamentos foram obtidos com fluido de corte.

Amaro *et al.* (2018) observaram a vida da ferramenta de acordo com a norma internacional ISO 8688-1 após o fresamento toroidal do aço inoxidável duplex com ferramenta revestida de AlTiN. Os autores observaram um desenvolvimento progressivo de desgaste de flanco e um processo cumulativo cíclico de adesão de cavaco localizado na aresta de corte, seguido por lascamentos, perda do revestimento e exposição do substrato. Vale ressaltar que uma vida de 20 a 25 minutos foi alcançada, quando se atinge uma velocidade de corte de 240 m/min. Com esta opção, uma maior taxa de remoção de material foi obtida e maior produtividade foi alcançada.

Policena *et al.* (2019) realizaram um estudo utilizando um projeto de experimentos Box-Behnken no processo de fresamento de topo com dois insertos com cobertura PVD de TiAlN + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> no aço inoxidável duplex LDX 2101, para analisar a influência dos parâmetros de corte na rugosidade. Os autores concluíram que dentre os parâmetros selecionados, o avanço por dente foi a variável de entrada mais significativa sobre os valores médios de  $Ra$  e  $Rz$ . Os menores valores de rugosidade ( $Ra = 0,155 \mu\text{m}$  e  $Rz = 1,362 \mu\text{m}$ ) foram obtidos através dos parâmetros otimizados pelo BBD ( $vc = 80 \text{ m/min}$ ,  $fz = 0,05 \text{ mm/dente}$  e  $ap = 0,6 \text{ mm}$ ), o que demonstrou a eficiência do método e que estes valores obtidos estão próximos aos valores gerados pelo processo de polimento de superfície.

Oliveira *et al.* (2019) analisaram a rugosidade média  $Ra$  no fresamento de topo com três pastilhas intercambiáveis, com cobertura de TiN e TiAlN por processo PVD. Eles estudaram três alternativas de vazão de fluido (à seco, mínima e máxima vazão) no aço inoxidável duplex UNS S32205 e as seguintes variáveis de entrada (velocidade de corte, avanço por dente, profundidade axial e radial de corte). Concluíram que os menores valores de rugosidade  $Ra$ , foram observados para a velocidade de 60 m/min na mínima vazão. Para a velocidade de 70 m/min, a rugosidade média  $Ra$  foi de  $0,56 \mu\text{m}$  e o tempo de vida de 10 min na condição de máxima vazão.

## 2.2 Fresamento helicoidal

O processo de fresamento helicoidal tornou-se uma alternativa viável à furação convencional na usinagem de furos (IYER *et al.*, 2007; BRINKSMEIER *et al.*, 2008; DENKENA *et al.*, 2011; GAO *et al.*, 2014). Este processo é caracterizado por três movimentos: a rotação da fresa em torno do seu próprio eixo, o movimento de translação da mesma e o deslocamento da fresa na direção axial. A combinação destes movimentos de translação e deslocamento na direção axial da fresa compõem a trajetória helicoidal (BRINKSMEIER *et al.*, 2008; LI *et al.*, 2014a; LI *et al.*, 2017). O processo é ilustrado na Figura 2.2.

A obtenção de furos de diâmetros diferentes é viabilizada pelo processo de fresamento helicoidal, realizando para isso o ajuste do diâmetro da trajetória helicoidal, alterando a distância entre a fresa e o eixo do furo sem necessidade de troca de ferramenta durante a operação. Este processo permite obter furos com alta qualidade da superfície e com maior precisão geométrica com apenas uma operação de usinagem, além de custos de produção reduzidos e maior eficiência do processo comparado com a furação convencional. Alguns estudos recentes consideram ainda o fresamento helicoidal, como um novo processo de furação de alta qualidade que oferece muitas vantagens, como melhor transporte de cavaco, temperatura e forças de corte mais baixas que a furação convencional (WANG *et al.*, 2019; SUN *et al.*, 2020).

Este processo tem sido utilizado na abertura de furos em materiais de baixa usinabilidade, como os aços endurecidos, ligas de titânio e compósitos laminados de matriz polimérica reforçada com fibras de carbono (IYER *et al.*, 2007; DENKENA *et al.*, 2008; ZHOU *et al.*, 2017a). Pesquisas voltadas nos últimos anos à produção de furos pelo processo de fresamento helicoidal tem ampliado o entendimento dessa tecnologia na usinagem destes materiais.

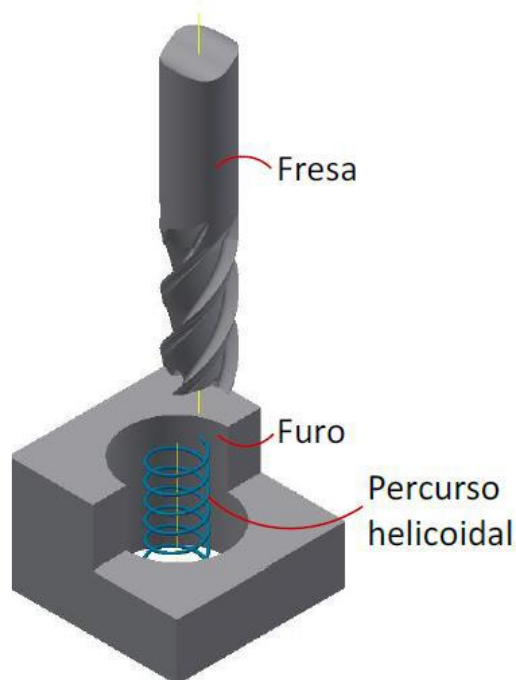


Figura 2.2. O fresamento helicoidal (Adaptado de PEREIRA *et al.*, 2019)

Denkena *et al.* (2008) realizaram experimentos de fresamento helicoidal em um polímero reforçado por fibra de carbono PRFC/Ti6Al4V e constaram através da modelagem da morfologia do cavaco, a influência dos avanços axial e tangencial por dente nas forças do processo e no acabamento do furo usinado. Observaram que o aumento do avanço axial por dente provoca o aumento das componentes das forças, enquanto o aumento do avanço tangencial por dente gera a diminuição dessas forças. Os avanços axial e tangencial por dente afetaram a precisão do diâmetro do furo, sendo que o

aumento do avanço axial por dente resultou na redução do diâmetro dos furos usinados e o aumento do avanço tangencial por dente provocou o aumento do diâmetro dos furos. Sendo que o principal responsável pelos erros de forma é a deflexão da ferramenta devido as componentes das forças de usinagem.

Qin *et al.* (2012a) realizaram estudos das forças de usinagem, qualidade do furo e desgaste da ferramenta na comparação dos processos de fresamento helicoidal e furação convencional numa liga de titânio Ti6Al4V. Os resultados mostraram obtenção de furos com qualidade superior e melhores condições de desgaste da fresa com uma significativa redução da força axial de corte no processo de fresamento helicoidal.

Gao *et al.* (2014) realizaram experimentos na produção de furos por fresamento helicoidal em uma matriz cerâmica reforçada com fibra de quartzo. Os resultados mostraram a redução da força de corte, melhor dissipação de calor e melhor qualidade do furo no processo de fresamento helicoidal.

Zhao *et al.* (2015) realizaram estudos comparando os processos de furação convencional e o fresamento helicoidal na liga de titânio Ti6Al4V, com o objetivo de investigar a vida da ferramenta e a integridade superficial do furo. Observaram que a vida da ferramenta no processo de fresamento helicoidal foi maior em comparação com a broca na furação, utilizando as mesmas condições de corte.

Morelo *et al.* (2017) estudaram o processo de mandrilamento do aço inoxidável super duplex UNS S32750. O processo consistiu no alargamento de furos de diâmetro inicial de 28,2 mm em dois passes, para obter furos com diâmetros de 30 mm. Foi utilizado um planejamento fatorial  $2^k$  não-replicado, variando o avanço, a velocidade de corte, o raio de ponta e a pressão de aplicação de fluido de corte. O parâmetro mais significativo foi o avanço, tanto na rugosidade quanto na tensão residual. Baixos níveis de rugosidade foram obtidos para maximizar a resistência à corrosão por pites destes materiais.

Pereira *et al.* (2017) avaliaram o processo de fresamento helicoidal na abertura de furos na liga de alumínio Al 7075. O estudo do processo permitiu obter cenários sustentáveis considerando as respostas de força axial, a circularidade total e o volume de cavaco removido relacionadas ao consumo de energia, qualidade geométrica do furo e produtividade do processo.

Ramezani *et al.* (2018) realizaram uma comparação dos processos de fresamento helicoidal e furação convencional em um aço AISI D2 endurecido (52 HRC), utilizando amostras com e sem pré-furo. Os autores verificaram um aumento da eficiência do processo no caso do fresamento helicoidal, através da melhoria na vida da ferramenta, na rugosidade do furo e na redução dos níveis das forças de corte. Eles constataram que do ponto de vista econômico, o fresamento helicoidal é o mais viável em relação à furação convencional.

Martinho *et al.* (2019) avaliaram o desempenho de duas pastilhas com revestimentos PVD e CVD no fresamento helicoidal de desbaste à seco do aço inoxidável super duplex UNS S32550. O comportamento das ferramentas de corte revestidas com PVD e CVD foi avaliado através de três diferentes focos: análise de rugosidade, avaliação do desgaste da ferramenta e monitoramento dos níveis de vibração produzidos durante cada teste. As pastilhas com cobertura CVD ( $\text{TiN/TiCN/Al}_2\text{O}_3$ ) mostraram muito boa adequação para serem usadas como ferramentas em operações de desbaste no fresamento helicoidal dos aços inoxidáveis super duplex.

Wang *et al.*, (2019) realizaram um estudo entre o processo de furação convencional e o fresamento helicoidal, conduzido na superliga (MSRR7197). Investigou-se a qualidade de processamento do MSRR7197 combinando o mecanismo de deformação do material da parede do furo, a influência de ambos os processos de furação. Os resultados experimentais demonstraram que a força axial para o fresamento helicoidal é cerca de 1/10 daquela para a furação. Em comparação com a furação, o desgaste de flanco, o desgaste de cratera e o desgaste de entalhe para o fresamento helicoidal são menores. A qualidade da parede do furo como morfologia da superfície gerada no fresamento helicoidal é melhor do que a da furação. Por último, mas não menos importante, o fresamento helicoidal pode obter uma maior precisão de usinagem, com menores desvios de circularidade e cilindricidade.

Barman *et al.* (2020) avaliaram o processo de furação tradicional em comparação com o processo de fresamento helicoidal da liga de titânio Ti6Al4V. Consideraram na avaliação, a força de avanço, a rugosidade, o diâmetro do furo, a temperatura de usinagem, a morfologia dos cavacos gerados e a formação de rebarbas. Observaram que a força de avanço e a temperatura de usinagem foram inferiores no processo de fresamento helicoidal e também com melhor acabamento da superfície dos furos usinados. Além disso, o fresamento helicoidal resultou em furos diametralmente precisos e sem rebarbas. Os resultados preliminares obtidos mostram que o processo de fresamento helicoidal pode ser uma alternativa promissora ao processo de furação tradicional, para usinagem de materiais de baixa usinabilidade, como ligas de titânio e outros, desde que a produtividade do processo possa ser melhorada.

Festas *et al.*, (2021) conduziram experimentos de furação convencional e fresamento helicoidal nas ligas de titânio Ti6Al4V e Ti6Al7Nb, utilizados em dispositivos médicos. Analisaram os parâmetros de rugosidade média  $R_a$  e rugosidade total  $R_t$ , a formação dos cavacos e os desvios geométricos dos furos. A usinagem foi realizada em um centro de usinagem com diferentes velocidades de avanço ( $V_f$ ) e profundidade ( $a_p$ ) para ambos os métodos. Os resultados obtidos demonstram que em  $V_f$  e  $a_p$  menores, o fresamento helicoidal apresenta melhores resultados. A liga Ti-6Al-7Nb apresenta melhores resultados de rugosidade em relação ao Ti-6Al-4V, validando-o como um material passível de ser utilizado em dispositivos médicos, com o fato de que uma rugosidade mais baixa está associada a uma maior resistência à corrosão e maior resistência à fadiga.

Morales *et al.*, (2020) realizaram um estudo do fresamento helicoidal numa liga de titânio UNS R56400, com o objetivo de verificar a correlação entre o indicador de qualidade dos furos e os parâmetros cinemáticos do processo. Para isto foi proposto um DOE (projeto de experimentos) para identificar a sensibilidade e as principais tendências das propriedades que definem, a qualidade dos furos em relação aos parâmetros cinemáticos. As condições de fresamento helicoidal que mais afetaram a rugosidade da peça usinada foram, a direção do fresamento (estratégia) e, em menor grau, a taxa de avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ). Observaram que a estratégia de fresamento descendente proporciona valores de rugosidade inferiores aos obtidos com fresamento ascendente e um aumento do avanço tangencial por dente melhora a qualidade superficial. Foi possível observar a influência da taxa de avanço (axial e tangencial) no diâmetro do furo, que pode estar fortemente relacionado com as forças de corte. A formação de rebarbas é o defeito mais instável e a partir do qual não foi possível obter evidências suficientes para afirmar a influência dos parâmetros cinemáticos, o que pode ser devido a fatores não controlados, como temperatura ou desgaste da ferramenta.

Akula *et al.*, (2021) realizaram um estudo do processo de fresamento helicoidal para abertura de furos na liga de titânio Ti6Al4V, devido à sua baixa usinabilidade, resultante da sua baixa condutividade térmica e resistência em altas temperaturas. Comparou-se a força de avanço, a rugosidade da peça, a temperatura de usinagem, a altura da rebarba e a precisão diamenssional do furo, com o processo de furação convencional. Os resultados indicam a vantagem do fresamento helicoidal em termos de menor magnitude da força de avanço. Os furos gerados usando fresamento helicoidal exibiram um acabamento superficial superior em condições de avanço axial mais baixos, enquanto em avanço axial mais altos resultam em vibração devido a maior deformação da ferramenta. Além disso, a ausência de uma zona afetada pelo calor sob condições de fresamento helicoidal à seco, indica a formação da superfície de trabalho sem danos térmicos e uma redução significativa no tamanho das rebarbas (menor temperatura de corte). A análise do diâmetro do furo reforça a capacidade do processo de fresamento helicoidal para processar furos de qualidade H7.

### **2.2.1- Vantagens do fresamento helicoidal em relação à furação convencional**

O fresamento helicoidal apresenta diversas vantagens capazes de suprir alguns desafios técnicos relacionados à furação convencional. Em relação as condições sob as quais o processo de furação convencional ocorre, Tonshoff *et al.* (1994) mencionaram que características como o espaço de evacuação do cavaco ser limitado aos canais da broca, torna desfavorável a produção de furos. Um grave problema da furação é a velocidade de corte nula no centro da broca, sendo que a remoção de material é realizada por extrusão em vez de corte. Neste processo os esforços axiais são altos ocasionando a

deflexão da ferramenta e acarretando a quebra da broca, dificuldade na evacuação dos cavacos e pequena área de seção transversal da broca, acarretando rigidez torsional insuficiente para materiais duros, o que limita a produtividade do processo (IYER *et al.*, 2007; TONSHOFF *et al.*, 1994). Estes esforços elevados podem levar a ocorrência de rebarbas no início e fim do furo na usinagem de peças metálicas (OLVERA *et al.*, 2012). Segundo estudos realizados por REY *et al.* (2016), constatou-se um excessivo consumo de energia gerado pelo aumento das forças e torque no processo de furação convencional. Outra desvantagem deste processo é o acabamento superficial e a precisão dimensional limitadas (IYER *et al.*, 2007).

Diferentemente da furação convencional, o fresamento helicoidal tem como características, a remoção de material no centro da ferramenta é realizada por corte em vez de extrusão, o que gera menores forças de corte. Os cavacos podem ser transportados para fora da zona de corte mais facilmente através da folga radial entre o furo e a ferramenta (IYER *et al.*, 2007). Uma das mais relevantes vantagens do fresamento helicoidal está na sua flexibilidade, pontuado por Denkena *et al.* (2008). Segundo os autores, a redução ou aumento do diâmetro do furo a ser usinado pode ser feita pela alteração de apenas um parâmetro no programa de controle numérico da máquina. Este processo apresenta esforços de corte muito inferiores aos produzidos na furação convencional, eliminando a formação de rebarba durante a furação de metais. Também em algumas situações, pode gerar furos mais precisos envolvendo um menor número de operações, reduzindo custos com processos e melhorando a produtividade do processo (REY *et al.*, 2016; LI *et al.*, 2017).

Dando continuidade na comparação com a furação convencional, o processo de corte no fresamento helicoidal sendo interrompido/intermitente proporciona uma trégua à ferramenta em termos de carregamento térmico e leva a uma boa fragmentação do cavaco. Em relação ao desgaste da fresa e para compensar e prevenir desvios dimensionais do furo, a excentricidade da mesma, ou seja, a distância entre os pontos centrais da ferramenta e do furo pode ser ajustada (FANGMANN *et al.*, 2011). Diante do cenário descrito pode-se considerar que a abertura de furos por fresamento helicoidal é capaz de suprir consideravelmente os desafios técnicos da furação convencional, além de aumentar a confiabilidade dos furos usinados. O processo de fresamento helicoidal pode ser considerado um processo sustentável, por permitir o aumento do ciclo de vida da ferramenta, a redução de inventário de ferramenta e conseqüentemente a redução de custos de usinagem (PEREIRA *et al.*, 2017).

Além disso, a trajetória em forma de hélice da ferramenta é responsável por reduzir os níveis de força de corte na direção axial, favorecendo a economia de energia e a qualidade superficial do furo e vantajoso no quesito desgaste da ferramenta. Ramezani *et al.* (2018) em seus estudos verificaram o

menor desgaste da fresa devido ao breve contato entre fresa-peça e a menor taxa de remoção de material. Níveis de desgaste suave na periferia das arestas de corte e furos com alta precisão, também são apontados por Saadatbakhsh *et al.* (2017). O fresamento helicoidal apresenta outras vantagens em comparação à furação convencional, são elas: baixa formação de rebarba, acabamento superficial melhorado e redução da temperatura de corte (IYER *et al.*, 2007; DENKENA *et al.*, 2008; SASAHARA *et al.*, 2008; EGUTI & TRABASSO, 2014; FANG *et al.*, 2015).

A rotação do fuso e a profundidade de usinagem no fresamento helicoidal influencia no aumento da temperatura de corte (LIU *et al.*, 2014). Do ponto de vista econômico, o processo apresenta uma desvantagem na sua aplicação, o fresamento helicoidal é considerado menos produtivo por possuir tempo de corte superior ao tempo na furação convencional (COSTA *et al.*, 2015; REY *et al.*, 2016). Em contrapartida, a redução de inventário de ferramentas e tempo de *setup* (preparação de máquina) compensam a menor produtividade do mesmo (BRINKSMEIER *et al.*, 2008; DENKENA *et al.*, 2008).

Iyer *et al.* (2007) investigaram o fresamento helicoidal e constaram que o processo é capaz em produzir furos de qualidade H7, obtendo rugosidade média  $R_a$  na ordem de 0,3  $\mu\text{m}$  em um aço ABNT D2, dispensando processo subsequente como o mandrilamento para o acabamento dos furos. Costa *et al.* (2015) também investigaram o mesmo processo para abertura de furos, mas em um aço ABNT 1045, realizando uma correlação entre a qualidade do furo e o tempo de corte. Concluíram que é possível obter alta qualidade superficial combinando baixos avanços axiais de corte e maiores velocidade de corte, não comprometendo a produtividade do processo.

### **2.2.2 Cinemática do fresamento helicoidal**

Como relatado anteriormente, no processo de fresamento helicoidal o movimento da fresa é de rotação em torno do seu próprio eixo, movimento de translação e avanço na direção axial, resultando na trajetória helicoidal. Comprando-se a outros processos convencionais de usinagem, o fresamento helicoidal é considerado complexo devido a trajetória circular e o deslocamento axial que ocorrem de forma simultânea (LI *et al.*, 2017). A trajetória circular pode ser gerada pelo movimento circular resultante da interpolação numérica dos eixos  $x$  e  $y$  em máquinas CNC (FANG *et al.*, 2015).

Conforme definição de Li *et al.* (2014a), o fresamento helicoidal como uma combinação do fresamento periférico circular e o fresamento por mergulho. Porém, eles também explicam que sua cinemática pode ser descrita através da trajetória helicoidal, na qual o movimento da ferramenta de corte

na trajetória circular é gerado pelo avanço tangencial, enquanto no deslocamento axial é gerado pelo avanço axial.

Em relação ao diâmetro do furo  $D_b$ , no fresamento helicoidal esse equivale a combinação do diâmetro da ferramenta  $D_t$  com o diâmetro do curso helicoidal  $D_h$  (DENKENA *et al.*, 2008; REY *et al.*, 2016; SAADATBAKSHSH *et al.*, 2017), isto é,  $D_b = D_t + D_h$ . Sendo o diâmetro da fresa menor que o diâmetro do furo a ser usinado (IYER *et al.*, 2007; BRINKSMEIER *et al.*, 2008). Na produção de furos por fresamento helicoidal uma ferramenta de corte pode gerar furos com diferentes diâmetros uma vez que se modifique o diâmetro helicoidal (QIN *et al.*, 2012b).

Para melhor compreensão do movimento da ferramenta durante o processo, diferencia-se o sistema de coordenadas da peça e o sistema de coordenadas da ferramenta (DENKENA *et al.*, 2008; LIU *et al.*, 2012; HAIYAN & XUDA, 2016). Segundo Pereira *et al.* (2017b), enquanto no sistema de coordenadas da peça as direções dos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$  são fixas, no sistema de coordenadas da ferramenta elas variam com a rotação da ferramenta e com a revolução orbital.

A cinemática pode ser descrita em termos da trajetória helicoidal. Para tanto, Denkena *et al.* (2008) consideraram crucial definir a velocidade de avanço do ponto central da ferramenta ( $v_f$ ) em mm/min, e a máxima profundidade de corte axial ( $a_p^*$ ) em mm. Vale ressaltar que para a programação CNC,  $v_f$  é dada em mm/min. Também chamada velocidade de avanço helicoidal,  $v_f$  representada pela decomposição vetorial considerando a velocidade de avanço axial da hélice ( $v_{fha}$ ) em mm/min, e a velocidade de avanço tangencial da hélice ( $v_{fht}$ ) em mm/min (DENKENA *et al.*, 2008). Ainda considerando  $v_{fha}$  e  $v_{fht}$ , elas descrevem o deslocamento na direção do eixo  $z$  e a translação no plano  $xy$  do CNC, respectivamente, e conforme a Equação 2.2. A velocidade de avanço axial da hélice  $v_{fha}$  pode ser decomposta em avanço axial por dente ( $f_{za}$ ) em mm/dente, número de dentes ( $z$ ) da ferramenta e velocidade de rotação ( $n$ ) da ferramenta, em RPM, como mostra a Equação 2.3. Na Equação 2.4,  $v_{fht}$  representa a velocidade circular do ponto central da ferramenta. A velocidade de avanço tangencial ( $v_{ft}$ ) ainda pode ser expressa em termos do avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ) em mm/dente,  $z$  e  $n$ , conforme na Equação 2.5 (DENKENA *et al.*, 2008). Na Figura 2.3 é realçado os parâmetros de corte derivados da trajetória helicoidal.

$$v_f = \sqrt{v_{fha}^2 + v_{fht}^2} \quad (2.2)$$

$$v_{fha} = f_{za} \cdot z \cdot n \quad (2.3)$$

$$v_{fht} = D_h \cdot \frac{v_{ft}}{D_b} \quad (2.4)$$

$$v_{ft} = f_{zt} \cdot z \cdot n \quad (2.5)$$

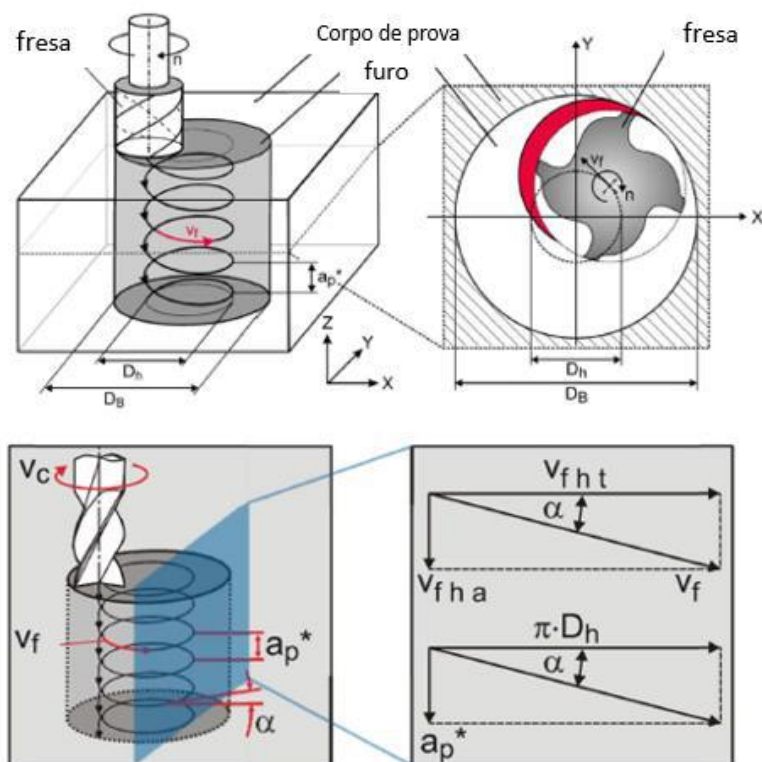


Figura 2.3. Cinemática do fresamento helicoidal (Adaptado de DENKENA *et al.*, 2008 e DENKENA *et al.*, 2011)

A profundidade de corte axial ( $a_p$ ) do processo, em mm, depende da velocidade de avanço axial da hélice  $v_{fha}$  e da velocidade de avanço tangencial da hélice  $v_{fht}$ , conforme as Equações (2.6) e (2.7). Nas quais, o ângulo da hélice ( $\alpha$ ) e a profundidade de corte axial máxima ( $a_p^*$ ), ou passo da hélice em mm/volta são expressados, respectivamente. A profundidade de corte axial máxima, expressa na Equação (2.7) pode ser expressa também em termos de avanço axial por dente  $f_{za}$  e avanço tangencial por dente  $f_{zt}$ .

A profundidade de corte radial ( $a_e$ ) em mm na obtenção de um furo em cheio, como é o caso deste trabalho, pode ser calculada no plano  $xy$  como sendo a relação entre a área total a ser removida e o comprimento da trajetória circular, dependendo apenas de  $D_b$  e  $D_h$ , como mostra a Equação (2.8) (IYER, 2006). Outros autores, no entanto, como Costa *et al.* (2015) e Li *et al.* (2014a) consideram que  $a_e$  se aproxima de  $D_t$  em mm nos furos em cheio. Os autores também destacam que em operações de alargamento, ou seja, quando já existe um pré-furo,  $a_e$  é calculado em termos do comprimento do arco de contato entre a ferramenta e a peça, abrangendo os diâmetros inicial ( $D_0$ ) e final ( $D_b$ ) do furo e do diâmetro da hélice  $D_h$ , conforme Equação 2.9.

$$\alpha = \arctan\left(\frac{v_{fha}}{v_{fht}}\right) \quad (2.6)$$

$$a_p^* = \tan(\alpha) \cdot \pi \cdot D_h = \frac{f_{za} \cdot \pi \cdot D_b}{f_{zt}} \quad (2.7)$$

$$\alpha_e = \frac{\pi.D_b^2}{4} \cdot \frac{1}{\pi.D_h} = \frac{D_b^2}{4.D_h} \quad (2.8)$$

$$\alpha_e = \frac{D_b^2 - D_o^2}{4.D_h} \quad (2.9)$$

Na cunha de corte radial, a profundidade axial de corte ( $a_p$ ) aumenta aproximadamente de forma linear em relação ao ângulo de rotação da ferramenta ( $\varphi$ ) e alcança o valor máximo de  $a_p^*$ . A espessura do cavaco não deformado, denotado por  $h_{tan}$ , apresenta um comportamento sinusoidal sobre  $\varphi$  com máximo sendo o avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ). O formato complexo do cavaco deformado leva a um corte descontínuo. Já na cunha de corte axial, a seção transversal do cavaco não deformado permanece constante ao longo de  $\varphi$  como no processo de furação convencional. A geometria e espessuras do cavaco resultantes das cunhas de corte radial e axial são apresentadas nas Figuras 2.4 e 2.5. Na direção axial a espessura do cavaco ( $h_{ax}$ ) é equivalente ao avanço axial por dente  $f_{za}$ , enquanto a largura ( $b_{ax}$ ) é igual a metade do diâmetro da ferramenta ( $D_t$ ) (DENKENA *et al.*, 2008).

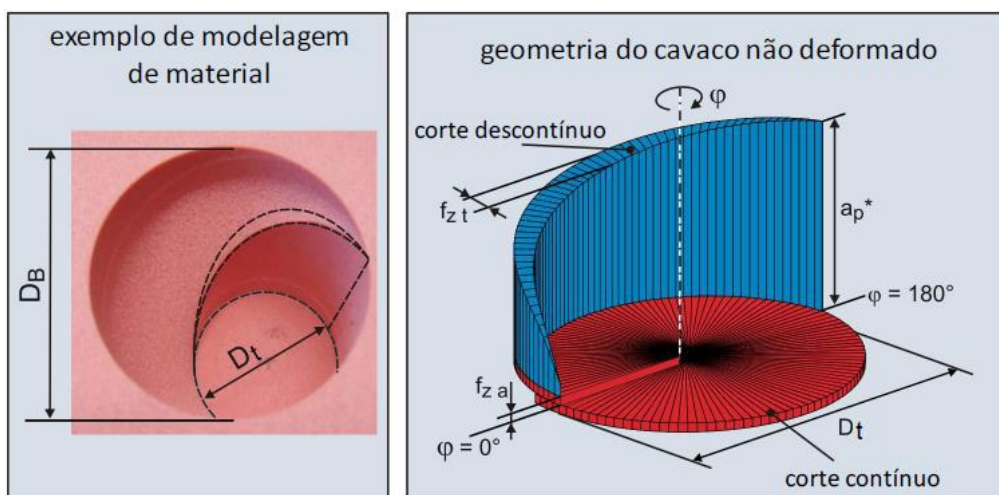


Figura 2.4. Geometria do cavaco não deformado (DENKENA *et al.*, 2008)

Denkena *et al.* (2008) ainda menciona que, no fresamento helicoidal a superposição dos cortes contínuos e descontínuos resultam de dois mecanismos de formação de cavaco. No caso de materiais dúcteis, formam cavacos longos contínuos na cunha de corte axial e de forma descontínua se formam cavacos bem curtos na aresta radial/periférica. No primeiro caso, a superfície contínua dos cavacos pode causar problemas na remoção dos mesmos. A diferente direção do fluxo durante a formação dos cavacos faz com que os dois tipos sejam separados. O volume de material removido pelas cunhas de corte frontal e periférica foi ilustrado por Brinksmeier *et al.* (2008), sendo apresentado na Figura 2.6.

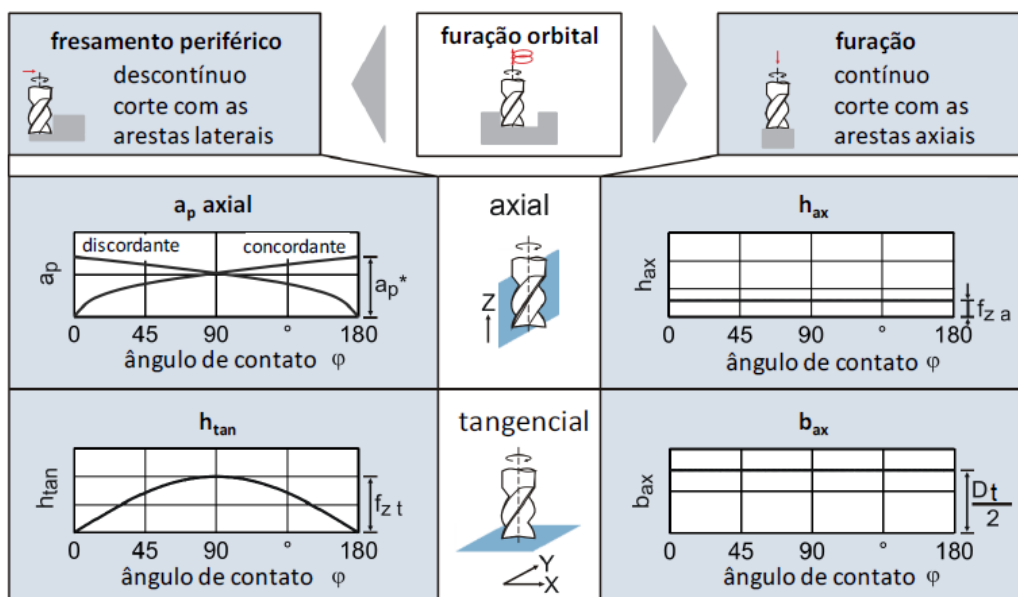


Figura 2.5. Dimensões do cavaco não deformado (DENKENA *et al.*, 2011)

A programação CNC conforme norma ISO usada no fresamento helicoidal, pode ser suplementado por um ciclo de fresamento helicoidal específico de cada comando numérico (Fanuc, Siemens, etc...) ou via um software de CAM (*Computer Add Manufacturing*). A formulação do diâmetro da trajetória helicoidal ( $D_h$ ), do ângulo de hélice da ferramenta ( $\alpha$ ) e dos avanços tangencial e axial por dente é apresentada nas Equações (2.10), (2.11), (2.12) e (2.13). O número de dentes da fresa é dado por  $z$  (LI *et al.*, 2017).

$$D_h = D_b - D_t \quad (2.10)$$

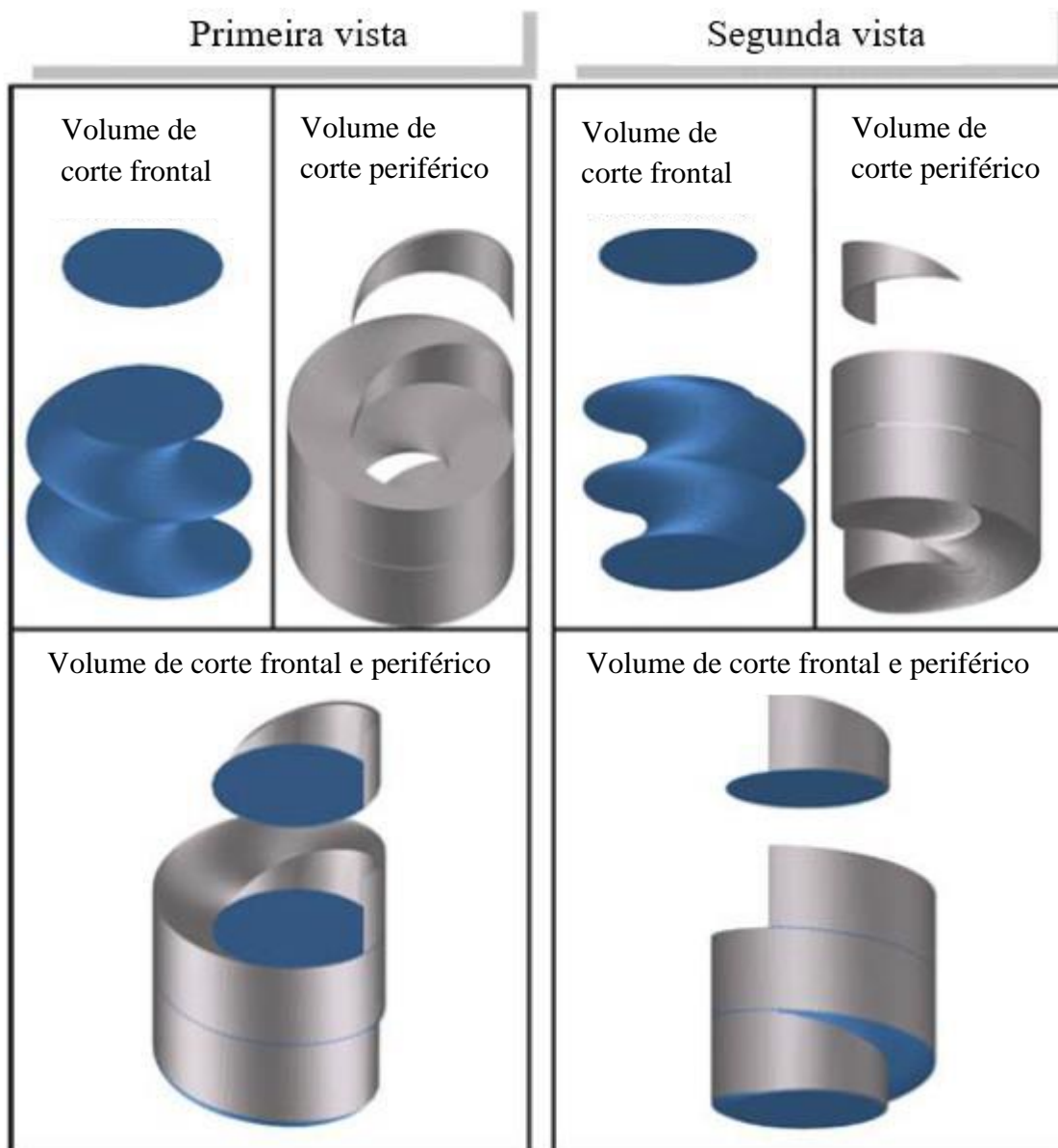


Figura 2.6. Volume de corte frontal e periférico em duas vistas (BRINKSMEIER et al., 2008)

$$\alpha = \arctan \frac{a_p}{n \cdot D_h} \quad (2.11)$$

$$f_{zt} = \frac{v_f}{n \cdot z} \cdot \cos(\alpha) \quad (2.12)$$

$$f_{za} = \frac{v_f}{n \cdot z} \cdot \sin(\alpha) \quad (2.13)$$

### 2.2.3 Aplicações

O processo de fresamento helicoidal tem sido utilizado em várias indústrias, como: espaciais, indústrias de energia, petróleo e gás e equipamentos de escavação (SAADATBAKHSI *et al.*, 2017, AIRAO *et al.*, 2018; KHANNA *et al.*, 2019). Na indústria aeronáutica pode ser aplicado no corte de materiais compósitos (DENKENA *et al.*, 2008; Wang *et al.*, 2018; BOLAR *et al.*, 2022; WANG *et al.*,

2021), em ligas de titânio (ZHAO *et al.*, 2015; ZHOU *et al.*; 2017a; CHEN *et al.*, 2019; MORALES *et al.*, 2020; FESTAS *et al.*, 2021; BARMAN *et al.*, 2020; AKULA *et al.*, 2021) e ligas de alumínio (LI *et al.*, 2017). No caso de aços endurecidos, o fresamento helicoidal também se mostra viável devido à sua influência positiva na vida da ferramenta e na redução de custos de inventários, já que estes materiais utilizam ferramentas de alto custo, os quais requerem um processo mais econômico (RAMEZANI *et al.*, 2018).

### **2.3 Considerações finais do capítulo**

O segundo capítulo descreveu a fundamentação teórica que integra o desenvolvimento estabelecido durante todo o trabalho. Entre os subitens, tem-se: aços inoxidáveis super duplex e sua usinabilidade; o fresamento helicoidal, bem como suas vantagens, cinemática e aplicações. No próximo capítulo será realizada uma contextualização dos métodos estatísticos utilizados neste trabalho.

## Capítulo 3

### Contextualização dos métodos

#### 3.1- Análise Fatorial

A análise fatorial é um método da estatística multivariada dedicado a descrever a estrutura de covariância dos dados, permitindo a redução da dimensionalidade. O método também pode ser concebido como uma abordagem de aprendizagem sem supervisão, uma vez que pode lidar com dados correlacionados sem rótulos. Algumas aplicações recentes em engenharia incluem a modelagem e otimização de variáveis latentes não supervisionadas do processo de torneamento em que dois fatores foram obtidos para descrever seis variáveis de resposta (MELO *et al.*, 2022). Na modelagem dos fatores de desenvolvimento da indústria cultural (WEI *et al.*, 2021), três fatores foram obtidos para representar 23 variáveis ou índices observados da indústria cultural. A regressão múltipla, também foi realizada para medir a importância de cada variável observada no índice da empresa cultural. A análise de fatores, também foi aplicada como uma abordagem de reconhecimento de padrões associada a um método de agrupamento espacial, baseado em densidade, aplicado à inferência de condições operacionais de medições de deformação em aplicações estruturais. Antes de aplicar o método de agrupamento DBSCAN, a análise de fatores conseguiu reduzir a dimensionalidade de 31 variáveis originais para 2 variáveis latentes (LÓPEZ *et al.*, 2021). No estudo multivariado GR&R de características de qualidade de furos obtidos por fresamento helicoidal em aço endurecido AISI H13, dois fatores foram obtidos para representar 6 variáveis originais (MARQUES *et al.*, 2020). No tratamento de laranja de metila (NAVES *et al.*, 2017).

Tomando as  $p$  variáveis correlacionadas,  $y_1, y_2, \dots, y_p$ , a análise de fatores reescreve a covariância destas através de poucos fatores não observados ou variáveis latentes  $f_1, f_2, \dots, f_m, m < p$ . O vetor aleatório das variáveis  $p$  observadas,  $\mathbf{Y}_{[p \times 1]}$ , tem a média  $\boldsymbol{\mu}_{[p \times 1]}$  e matriz de covariância  $\boldsymbol{\Sigma}_{[p \times p]}$ . A Equação (3.1) apresenta o modelo de fatores com  $\mathbf{L}_{[p \times m]}$  como a matriz de cargas fatoriais, relacionando as variáveis não observáveis e observáveis,  $\mathbf{F}_{[m \times 1]}$  como o vetor de fatores ou variáveis latentes, e  $\boldsymbol{\varepsilon}_{[p \times 1]}$  como um vetor de erro aleatório ou ruído (JOHNSON *et al.*, 2015; RENCHER *et al.*, 2003; FERREIRA, 2011).

$$\mathbf{Y} - \boldsymbol{\mu} = \mathbf{L}\mathbf{F} + \boldsymbol{\varepsilon} \quad (3.1)$$

O modelo fatorial deve cumprir as seguintes regras,  $E(\mathbf{Y}) = \boldsymbol{\mu}$ ,  $E(\mathbf{F}) = E(\boldsymbol{\varepsilon}) = 0$ ,  $Cov(\mathbf{F}) = \mathbf{I}$ ,  $Cov(\mathbf{Y}) = \boldsymbol{\Sigma}$ ,  $Cov(\boldsymbol{\varepsilon}) = \boldsymbol{\Psi}$ , e  $Cov(\mathbf{F}, \boldsymbol{\varepsilon}) = 0$ , onde  $\boldsymbol{\Psi}_{p \times p}$  é a matriz de covariância do erro aleatório  $\boldsymbol{\varepsilon}_{[p \times 1]}$ . Através da Equação 3.2, o método de análise fatorial é capaz de descrever a covariância das variáveis observáveis através do termo  $\mathbf{L}\mathbf{L}^T$ , enquanto a matriz  $\boldsymbol{\Psi}$ , se diagonal, está relacionado à variância das variáveis observáveis (JOHNSON *et al.*, 2015; RENCHER *et al.*, 2003; FERREIRA, 2011).

$$\text{Cov}(\mathbf{Y}) = \mathbf{\Sigma} = \mathbf{LL}^T + \mathbf{\Psi} \quad (3.2)$$

A Equação 3.2 permite o cálculo das variâncias individuais e as covariâncias de todos os pares de variáveis observadas,  $Y_i, Y_k, \forall i \neq j$ , de acordo com as Equações (3.3) e (3.4). Cada variância é dividida em comunalidade,  $h_i = l_{i1}^2 + l_{i2}^2 + \dots + l_{im}^2$ , e a singularidade,  $\psi_i$ , ou seja, os termos diagonais de  $\mathbf{LL}^T$  e  $\mathbf{\Psi}$ . Os outros termos de  $\mathbf{LL}^T$ ,  $l_{ij} l_{kj}, j = 1, \dots, m$ , serão contabilizados na covariância entre  $Y_i$  e  $Y_k$  (JOHNSON *et al.*, 2015; RENCHER *et al.*, 2003; FERREIRA, 2011).

$$\text{Var}(Y_i) = \sigma_{ii} = l_{i1}^2 + l_{i2}^2 + \dots + l_{im}^2 + \psi_i \quad (3.3)$$

$$\text{Cov}(Y_i, Y_k) = \sigma_{ik} = l_{i1} l_{k1} + l_{i2} l_{k2} + \dots + l_{im} l_{km} \quad (3.4)$$

As cargas,  $l_{ij}$ , da matriz  $\mathbf{L}$ , são as covariâncias entre a variável  $Y_i$  observada e a variável latente  $F_j$ . É desejável que cada variável apresente alta correlação ou carga com um fator e carga insignificante com as demais, permitindo a interpretação e associação das variáveis com fator (JOHNSON *et al.*, 2015; RENCHER *et al.*, 2003; FERREIRA, 2011).

Para a realização da análise fatorial, alguns métodos de extração estão disponíveis. O método dos eixos principais é adequado quando se trata de dados não-normais, pois não presume a distribuição subjacente dos dados. O método considera uma estimativa inicial de  $\mathbf{\Psi}$ ,  $\mathbf{\Psi}_0$ , e procura descrever com precisão a covariância das variáveis observáveis (FERREIRA, 2011; MULAİK, 2010). Este método também é adequado quando poucas variáveis observáveis estão relacionadas a cada fator (WINTER *et al.*, 2012). Além disso, é menos propenso a soluções impróprias do que o método de máxima verossimilhança (Brown, 2015). Tomando as variáveis observáveis padronizadas, com  $\mathbf{R}$  como matriz de correlação da amostra, o método dos eixos principais procura minimizar a diferença  $\mathbf{R} - \mathbf{\rho}$ . Para mais detalhes desta abordagem, consultar (FERREIRA, 2011; MULAİK, 2010; MELO *et al.*, 2022).

A não unicidade dos parâmetros aproximados do modelo é uma vantagem da análise fatorial, uma vez que a rotação pode ser aplicada para se obter uma estrutura simples de interpretação (THURSTONE, 1947). Vários métodos de rotação ortogonal e oblíqua estão disponíveis. Os métodos ortogonais mantêm a independência entre as variáveis latentes rotacionadas. O método de rotação varimax tem sido aplicado como um bom método de rotação, já que procura maximizar a variância de cada fator e, conseqüentemente, a interpretabilidade ou simplicidade (KAISER, 1958). Esta abordagem procura maximizar a soma das variâncias do quadrado das cargas e colunas através de todas as colunas de  $\mathbf{L}$ , com a Equação 3.5, sendo  $\gamma_{ij}$  a carga normalizada,  $\gamma_{ij} = l_{ij} / (\sum_j l_{ij}^2)^{1/2}$ . Para restaurar a unidade original das cargas, cada uma deve ser multiplicada pela raiz quadrada de suas respectivas comunalidades (FERREIRA, 2011; MULAİK, 2010).

$$vmax = \frac{1}{p^2} \sum_{j=1}^m \left[ p \sum_{i=1}^p \gamma_{ij}^4 - \left( \sum_{i=1}^p \gamma_{ij}^2 \right)^2 \right] \quad (3.5)$$

### 3.2– Metodologia de Superfície de Resposta

Segundo Montgomery (2013), a Metodologia de Superfície de Resposta (MSR) é definida como uma coleção de ferramentas matemáticas e estatísticas, utilizada para a modelagem e análise de problemas, na qual a resposta de interesse é influenciada por diversas variáveis independentes com o objetivo de otimizar a resposta de interesse. A aplicação dessa metodologia foi realizada inicialmente na indústria química, tendo seus fundamentos formalizados por Box & Draper (1987).

Para estimar um modelo de superfície de resposta, geralmente utiliza-se um procedimento sequencial. A primeira etapa da metodologia consiste em encontrar uma razoável aproximação do relacionamento real entre as respostas (Y) e o conjunto de variáveis independentes (**x**). Um polinômio de baixa ordem para qualquer região de interesse é empregado. Se a resposta for bem modelada por uma função linear das variáveis independentes, então a função de aproximação será o modelo de primeira ordem, conforme a equação 3.6:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (3.6)$$

onde:

$Y$  – resposta de interesse;

$x_j - j = 1, \dots, k$  são as variáveis independentes;

$\beta_j$  – coeficientes a serem estimados;

$k$  – número de variáveis independentes;

$\varepsilon$  – erro experimental.

Se o sistema apresentar curvatura, então a função de aproximação será um polinômio de segunda ordem, tal como apresentado pela Equação 3.7.

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (3.7)$$

Para estimar os coeficientes ( $\beta$ ), o algoritmo tipicamente usado é o Método dos Mínimos Quadrados Ordinários (*Ordinary Least Squares – OLS*). Com isso, obtém-se a função aproximada que relaciona a resposta de interesse com as variáveis do processo. Através de um procedimento de ANOVA (Análise de Variância) a significância dos termos do modelo é verificada, possibilitando analisar quais os termos do modelo são significativos e quais podem ser removidos. Além disso, a ANOVA permite

verificar o ajuste do modelo, que é representado pelos coeficientes de determinação ( $R^2$ ) e ( $R^2_{adj}$ ), o qual representa o percentual de variação dos dados que é explicada pelo modelo obtido.

Quando se aplica um arranjo combinado, que contém variáveis de controle e variáveis de ruído, a pressuposição de homocedasticidade, isto é, a homogeneidade das variâncias, pode não ser atendida. Nesses casos, o modelo de resposta obtido por OLS pode apresentar baixo ajuste. Quando a variância é heterocedástica, pode-se utilizar o método de mínimos quadrados ponderados (*Weighted Least Squares* - WLS) (PEREIRA *et al.*, 2017a).

Diversos tipos de planejamentos para superfície de resposta podem ser empregados. O planejamento denominado *Central Composite Design* (CCD), proposto por Box e Wilson (1951), é um delineamento que contém três grupos distintos de pontos experimentais: pontos da parte cúbica codificados em  $(-1; +1)$ , composto de ou um fatorial completo ou um fatorial fracionário, pontos axiais codificados em  $(-\rho; +\rho)$ , e os pontos centrais codificados em  $(0)$ . O número de experimentos é dado por:  $2^k$  pontos fatoriais +  $2k$  pontos axiais +  $n_c$  pontos centrais. A distância dos axiais, representada por  $\rho$ , quando definida como  $\rho = \sqrt[4]{2^k}$  define um CCD rotacionável (BOX; & DRAPER, 1987).

O planejamento CCD rotacionável para  $k = 3$  é exposto na Figura 3.1 (a). Nele, os pontos axiais estão a uma distância  $\rho$  do centro, baseada na rotacionalidade do planejamento, conforme mencionado anteriormente.

O arranjo CCD de Face Centrada caracteriza-se por dispor os pontos axiais sobre o centro de cada face do espaço fatorial, ou seja,  $\rho = +1$  ou  $-1$ , representado na Figura 3.1 (b).

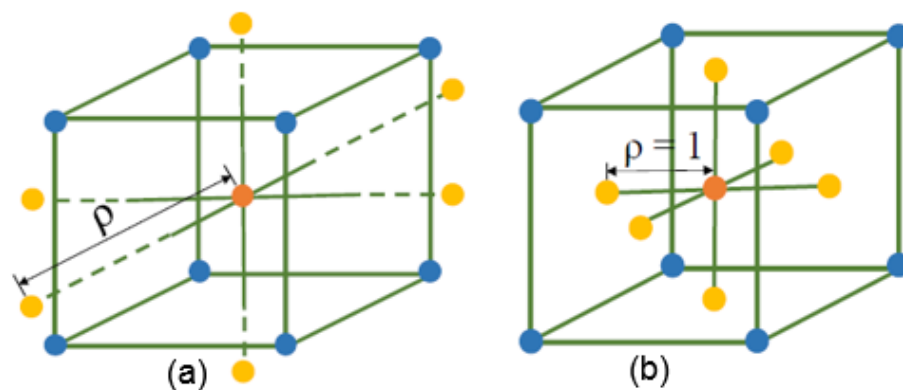


Figura 3.1 - (a) CCD e (b) FCD para,  $k = 3$  fatores. (Adaptado de: PEREIRA, 2017).

### 3.3- Projeto de Parâmetro Robusto

O projeto de parâmetro robusto (PPR) compreende um conjunto de abordagens para a robustez do processo, através de experimentos projetados. Neste contexto, robustez significa alcançar a estabilidade do processo sob variação de ruído. Algumas abordagens para PPR com MSR consideram a inclusão de variáveis de ruído na tarefa experimental (BOX *et al.*, 1992; MYERS *et al.*, 1992).

Considerando aspectos de projeto, há duas possibilidades principais: o arranjo cruzado e o arranjo combinado. A abordagem de arranjo cruzado é baseada nos projetos ortogonais de Taguchi, onde dois projetos são considerados: um arranjo interno para variáveis de processo e um arranjo externo para variáveis de ruído. Para obter modelos de segunda ordem para média e variância na função dos parâmetros de processo, um projeto de superfície de resposta, como o projeto composto central ou o projeto Box-Behnken, pode ser empregado, e geralmente, um arranjo fracionário fatorial é usado como a arranjo externo. Alguns inconvenientes desta abordagem são o alto número de experimentos a serem realizados e a impossibilidade de estudar as interações processo×ruído (MYERS *et al.*, 1992; SHOEMAKER *et al.*, 1991).

Outra possibilidade de realizar PPR através da MSR é através de um arranjo combinado. Nesta abordagem, um projeto único considerando variáveis de processo e ruído é considerado. Este tipo de estratégia permite a avaliação das interações processo×ruído e baixos custos experimentais, devido ao reduzido número de execuções (SHOEMAKER *et al.*, 1991; MYERS *et al.*, 1992). O primeiro passo para realizar a análise PPR considerando um arranjo combinado, é obter um modelo de superfície de resposta em função das variáveis de processo e ruído, de acordo com a Equação 3.8. Neste modelo  $\mathbf{x} = [x_1, x_2, \dots, x_k]^T$  é o vetor das variáveis de processo, enquanto  $\mathbf{z} = [z_1, z_2, \dots, z_r]^T$  é o vetor das variáveis de ruído. Este modelo é composto de uma constante  $\beta_0$ , um vetor de termos lineares relacionados às variáveis de processo,  $\boldsymbol{\beta} = [\beta_1, \beta_2, \dots, \beta_k]^T$ , um vetor de termos lineares relacionados às variáveis de ruído,  $\boldsymbol{\gamma} = [\gamma_1, \gamma_2, \dots, \gamma_r]^T$ , uma matriz de termos de segunda ordem relacionadas às variáveis de processo,  $\mathbf{B}$ , e uma matriz de termos de variáveis de processo×ruído  $\Delta$  (KUHN, 2003).

$$\hat{y}(x, z) = \beta_0 + \mathbf{x}^T \boldsymbol{\beta} + \mathbf{x}^T \mathbf{B} \mathbf{x} + \mathbf{z}^T \boldsymbol{\gamma} + \mathbf{x}^T \Delta \mathbf{z} \quad (3.8)$$

As matrizes referidas podem ser escritas da seguinte forma,

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \beta_{11} & \beta_{12}/2 & \dots & \beta_{1k}/2 \\ \beta_{21}/2 & \beta_{22} & \dots & \beta_{2k}/2 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \beta_{k1}/2 & \beta_{k2}/2 & \dots & \beta_{kk} \end{bmatrix}, \Delta = \begin{bmatrix} \delta_{11} & \delta_{12} & \dots & \delta_{1r} \\ \delta_{21} & \delta_{22} & \dots & \delta_{2r} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \delta_{k1} & \delta_{k2} & \dots & \delta_{kr} \end{bmatrix},$$

Onde  $\beta_{ii}$ ,  $i = 1, \dots, k$ , são os termos quadráticos relativo às variáveis de processo, e  $\beta_{ij}$ ,  $i \neq j$ , são os termos de interação das variáveis de processo,  $\delta_{ij}$ , são termos de interação entre a  $i$ -ésima variável de processo e a  $j$ -ésima variável de ruído,  $i = 1, \dots, k, j = 1, \dots, r$  (Kuhn, 2003). O modelo de resposta pode ser obtido por meio do método de mínimos quadrados ponderados (WLS), com os coeficientes estimados como  $\hat{\mathbf{c}} = (\mathbf{X}^T \mathbf{W} \mathbf{X})^{-1} (\mathbf{X}^T \mathbf{W} \mathbf{y})$ , em que  $\mathbf{W}$  é uma matriz diagonal com cada termo igual ao inverso do termo de erro relacionado do modelo de mínimos quadrados ordinários,  $w_{ii} = 1/resi_i^2$ . É importante separar

os coeficientes obtidos,  $\hat{\mathbf{c}}\mathbf{e}\mathbf{f}$  nos termos acima mencionados do modelo de resposta (PEREIRA *et al.*, 2019). A equação de média, pode ser obtida através da aplicação do operador médio no modelo de resposta da Equação 3.8,  $E_{\mathbf{z},\varepsilon}[\hat{y}(\mathbf{x}, \mathbf{z})]$ , resultando na Equação 3.9, enquanto o modelo de variância pode ser obtido através da aplicação do operador de variância na Equação 3.8,  $Var_{\mathbf{z},\varepsilon}[\hat{y}(\mathbf{x}, \mathbf{z})]$ , resultando na Equação 3.10. É importante entender, que ambos os modelos estão apenas em função de variáveis de processo,  $\mathbf{x}$ . Então, o modelo de média apresentado representa o valor esperado para a resposta, sendo uma função apenas de variáveis de processo, já que  $E[\mathbf{z}] = 0$ , enquanto o modelo de variância expressa a variabilidade da resposta, em relação ao ruído variáveis propagadas para variáveis de processo. Neste último modelo  $\mathbf{V} = \mathbf{I}$ , já que  $\mathbf{z}$  são codificados e não correlacionados (KUHN, 2003).

$$E_{\mathbf{z},\varepsilon}[\hat{y}(\mathbf{x}, \mathbf{z})] = \beta_0 + \mathbf{x}^T \boldsymbol{\beta} + \mathbf{x}^T \mathbf{B} \mathbf{x} \quad (3.9)$$

$$Var_{\mathbf{z},\varepsilon}[\hat{y}(\mathbf{x}, \mathbf{z})] = (\boldsymbol{\gamma} + \boldsymbol{\Delta}^T \mathbf{x}) \mathbf{V} (\boldsymbol{\gamma} + \boldsymbol{\Delta}^T \mathbf{x}) + \sigma_\varepsilon^2 \quad (3.10)$$

Uma abordagem comum para considerar tanto o viés quanto a redução do ruído no PPR, é a otimização do erro quadrático médio (LIN *et al.*, 1995). A Equação 3.11 expõe a equação do MSE, considerando os modelos de média e variância das Equações 3.9 e 3.10 e um valor-alvo para a  $T_E$  média, que pode ser obtido através da minimização da equação de média. Através da minimização da MSE, é desejado concomitantemente aproximar a média do alvo, minimizar a tendência e minimizar a variação, obtendo a robustez do processo.

$$MSE_{\mathbf{z},\varepsilon}[\hat{y}(\mathbf{x}, \mathbf{z})] = (E_{\mathbf{z},\varepsilon}[\hat{y}(\mathbf{x}, \mathbf{z})] - T_E)^2 + Var_{\mathbf{z},\varepsilon}[\hat{y}(\mathbf{x}, \mathbf{z})] \quad (3.11)$$

### 3.4- Otimização Evolutiva Multiobjetivo

A formulação 3.12 compreende um problema geral de otimização multiobjetivo,

$$\begin{aligned} &\text{Minimizar} && \mathbf{F}(\mathbf{x}) = (f_1(\mathbf{x}), f_2(\mathbf{x}), \dots, f_m(\mathbf{x}))^T \\ &&& \mathbf{x} \\ &\text{sujeito à} && \mathbf{x} \in \Omega \end{aligned} \quad (3.12)$$

onde  $\mathbf{x} = (x_1, x_2, \dots, x_k)$  é o vetor das variáveis de decisão  $k$ -dimensional,  $\Omega$  é o espaço de decisão ou restrições de limite, e  $\mathbf{F}(\mathbf{x})$  é o vetor das funções objetivo  $m$ -dimensional,  $f_j(\mathbf{x})$ ,  $j = 1, \dots, m$ . Considerando duas soluções distintas  $\mathbf{x}^a$  e  $\mathbf{x}^b$ ,  $\mathbf{x}^a$  domina  $\mathbf{x}^b$  se e somente se  $f_j(\mathbf{x}^a) \leq f_j(\mathbf{x}^b)$ ,  $\forall j \in \{1, \dots, m\}$  e  $f_i(\mathbf{x}^a) < f_i(\mathbf{x}^b)$ ,  $\exists i \in \{1, \dots, m\}$ . Uma solução ideal de Pareto,  $\mathbf{x}^*$ , é aquela que não é dominada pelos

restantes. Todas as soluções não dominadas compõem o conjunto ótimo de Pareto  $P_s$ , enquanto as funções objetivas avaliadas no conjunto ótimo de Pareto compõem a fronteira de Pareto  $P_f$ , ou seja,  $P_f = \{F(\mathbf{x}^*) = (f_1(\mathbf{x}^*), f_2(\mathbf{x}^*), \dots, f_m(\mathbf{x}^*))^T \mid \mathbf{x}^* \in P_s\}$  (MELO *et al.*, 2022).

Há vários métodos de solução que estão disponíveis para a otimização multiobjetivo. Os algoritmos evolutivos são conhecidos como abordagens eficientes, uma vez que consideram as operações evolutivas, como o cruzamento e a mutação, além disso, por meio deles, é possível obter o conjunto de Pareto e a fronteira de Pareto em uma única execução.

Por meio desses métodos, não é necessária atribuir uma preferência inicial para as soluções. O algoritmo genético de classificação por não dominância II (NSGA-II) (DEB *et al.*, 2002) é uma abordagem evolutiva tradicional para a otimização multiobjetivo. Nesse algoritmo, a população é o número de soluções ou indivíduos inicialmente selecionados e desenvolvidos durante o processo iterativo. Um indivíduo ou solução é um membro da população e, matematicamente, é um vetor de variáveis de decisão. Os genes são os níveis de cada variável de decisão em um indivíduo. Nesse método, uma população inicial aleatória  $P_t + Q_t$  de tamanho  $2N$  é inicialmente amostrada no espaço experimental viável. Em seguida, são aplicados os operadores de cruzamento e mutação. Em problemas de espaço contínuo, o cruzamento procura trocar aleatoriamente os genes das soluções de dois pais, para obter uma prole com alguma característica de ambos. Por outro lado, a mutação modificará aleatoriamente uma solução, ou seja, o gene de uma ou mais variáveis de decisão é alterado aleatoriamente para explorar novas áreas no espaço de decisão e acrescentar diversidade aos resultados. Em seguida, a população é classificada em fronteiras, sendo a primeira fronteira  $F_1$  não dominada, a segunda fronteira  $F_2$  dominada pela primeira, a terceira fronteira  $F_3$  dominada pela primeira e segunda fronteiras, e assim por diante. Estas soluções são selecionadas,  $S_t$ , considerando a dominância até atingir o tamanho  $N$ . Portanto, a última frente considerada na seleção,  $F_l$ , é geralmente selecionada parcialmente, conforme ilustrado na Figura 3.2. A seleção dos membros  $K = N - \sum_{i=1}^{l-1} F_i$  da frente  $F_l$  são então comparadas através do operador de distância de aglomeração para completar o progenitor selecionado para a próxima geração com exatamente  $N$  soluções. Esta população de tamanho  $N$  é definida como o novo progenitor  $P_{t+1}$  e a descendência  $Q_{t+1}$  é obtida através de operadores genéticos de mutação e cruzamento. Este processo é repetido até que um critério de terminação seja alcançado.

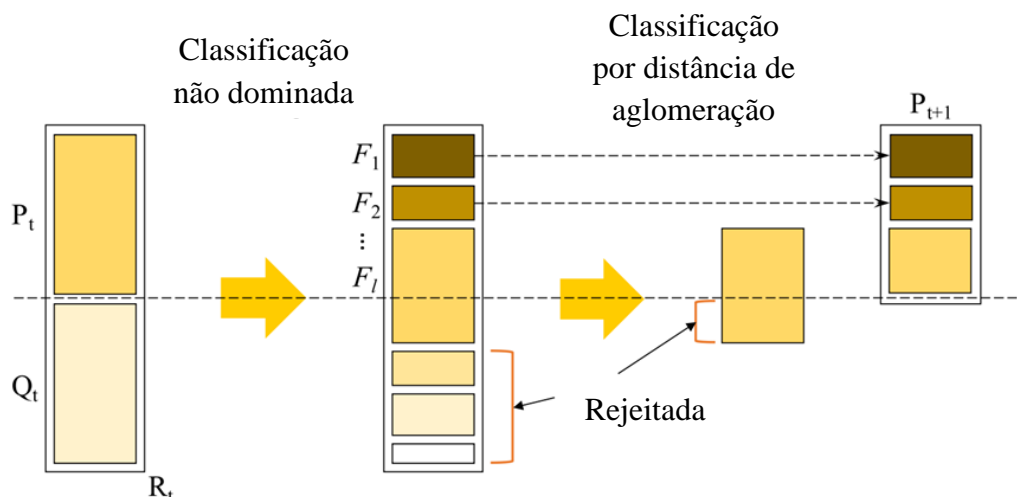


Figura 3.2. Procedimento NSGA-II (DEB *et al.*, 2002)

O NSGA-III (DEBI & JAIN, 2014; DEB & JAIN, 2013), modifica o NSGA-II através de um mecanismo de seleção baseado em pontos de referência. Esses pontos substituem os critérios de distância de aglomeração e podem ser definidos de acordo com as preferências do decisor ou de forma estruturada. A abordagem de Das e Dennis (DAS & DENNIS, 1998) sugere um conjunto de pontos igualmente espaçados em um hiperplano normalizado no espaço objetivo como um projeto de rede simplex (SCHEFFÉ, 1958) com  $q$  divisões em cada direção e  $m$  objetivos, resultando em  $h$  pontos de referência igualmente espaçados, de acordo com a Equação 3.13 e ilustrado na Figura 3.3. As direções de referência são os vetores do ponto de utopia (origem) aos pontos de referência.

$$h = \binom{m + q - 1}{q} \quad (3.13)$$

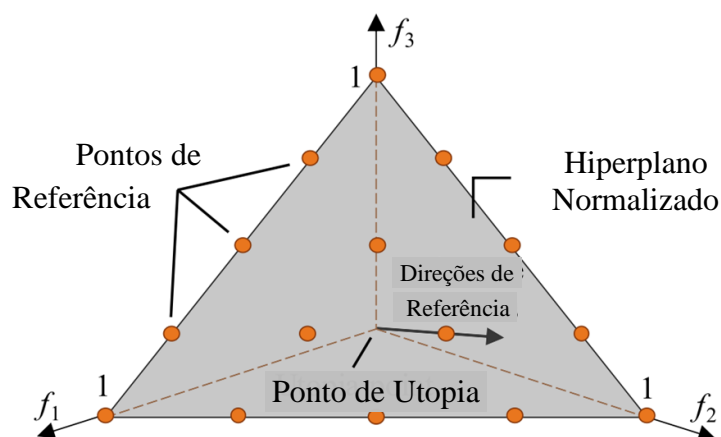


Figura 3.3. Pontos de referência do NSGA-III (DEB & JAIN, 2014; MELO *et al.*, 2022)

O NSGA-III segue a mesma estrutura do método NSGA-II. Em cada geração, as soluções são normalizadas adaptativamente considerando os pontos extremos de cada função objetivo após a

ordenação por não dominância. Da mesma forma que no NSGA-II as primeiras frentes  $F_1, F_2$  até  $F_{l-1}$  são armazenadas em  $S_t$ , com  $N \geq U_{i=1}^{l-1} F_i$ . Para completar os pais selecionados para a próxima geração, as últimas soluções  $K = N - U_{i=1}^{l-1} F_i$  são aquelas com a menor distância euclidiana às direções de referência. As melhores soluções, da frente  $F_l$  a  $F_1$ , estão associadas às direções de referência mais próximas. Alguns pontos de referência podem ter mais de uma solução associada ou nenhuma solução associada. Um conjunto de soluções associadas a cada ponto de referência é denominado nicho. O ponto de referência com menor tamanho de nicho é selecionado ou sorteado em caso de empate. As soluções da frente  $F_l$  que estão associadas a uma direção de referência sub-representada são escolhidas primeiramente (DEB & JAIN, 2014; JAIN & DEB, 2013). As  $N$  soluções selecionadas são definidas como os novos progenitores  $P_{t+1}$  e os descendentes  $Q_{t+1}$  são obtidos através dos operadores evolutivos. No NSGA-III não é necessário definir o tamanho  $N$  da população inicial, pois é baseado no número de pontos de referência  $h$ . O processo é repetido até que um critério de terminação seja alcançado (DEB & JAIN, 2014; JAIN & DEB, 2013).

Um dos principais desafios dos MOEAs é a exploração de geometrias distintas da fronteira de Pareto, garantindo diversidade e proximidade com a verdadeira fronteira de Pareto. Os algoritmos MOEAs geralmente usam relação de dominância e/ou ponto de referência para tal. Enquanto o NSGA-II utiliza a dominância para garantir a proximidade e a distância de aglomeração para alcançar a diversidade, o NSGA-III utiliza pontos de referência em vez da distância de aglomeração para garantir a diversidade. Neste último caso, quando as direções de referência são baseadas na abordagem de Das e Dennis (1998), a diversidade das soluções pode ser prejudicada, uma vez que os pontos de referência são colocados em um hiperplano normalizado baseado em uma divisão euclidiana do espaço de soluções. Em casos práticos, não é possível controlar a geometria da fronteira de Pareto que pode ser esférica ou hiperbólica, em vez de euclidiana. O método de otimização evolutiva multiobjetivo com estimativa adaptativa de geometria (AGE-MOEA) foi proposto para otimização multi e de muitos objetivos (PANICHELLA, 2019). O AGE-MOEA usa a norma  $L_p$  para melhor aproximar a geometria da fronteira de Pareto. O método utiliza a mesma estrutura do método NSGA-II, substituindo o operador de distância de aglomeração com um escore de sobrevivência que combina diversidade e proximidade. A norma euclidiana,  $L_2$ , é um caso específico da norma  $L_p$ ,  $p = 2$ . O valor de  $p$  determina a geometria da hiper-superfície associada à norma  $L_p$ , desde hiperbólica,  $p < 2$ , até esférica,  $p > 2$ . A abordagem AGE-MOEA atualiza o valor de  $p$  em cada iteração do método, de modo que as soluções na frente sejam igualmente equidistantes do ponto de referência. As métricas de diversidade e proximidade são calculadas em cada iteração após a estimativa de  $p$  e o escore de sobrevivência é estimada como a razão dessas medidas. O AGE-MOEA é um método MOEA promissor para alcançar diversidade e proximidade com baixo custo computacional (PANICHELLA, 2019). Recentemente foi demonstrado que, para otimização de três

objetivos de variáveis latentes não supervisionadas do processo de torneamento, este método apresentou os melhores resultados. Porém, para problemas bi-objetivos o desempenho do NSGA II, NSGA-III e AGE-MOEA foi semelhante. Portanto, métodos mais sofisticados podem ser importantes para casos de otimização de muitos objetivos (MELO *et al.*, 2022).

Uma nova versão do método mencionado foi proposta e denominada AGE-MOEA-II (PANICHELLA, 2022). Esta nova abordagem introduz novas estratégias para modelar a frente não dominada e medir a distância entre soluções não dominadas. O método Newton-Raphson é usado para encontrar raízes. Geodésica é usada para medir a distância entre soluções não dominadas em uma variedade curva (PANICHELLA, 2022).

Alguns trabalhos empregaram abordagens de escalarização multiobjetivo juntamente com PPR e análise multivariada (PEREIRA *et al.*, 2019; NAVES *et al.*, 2017). As abordagens de escalarização dependem de um algoritmo de programação não-linear para buscar solução por solução. A otimização não-linear depende do ponto inicial da otimização e pode atingir ótimos locais em funções complexas como a Equação 3.11. Alguns métodos de escalarização não consideram a avaliação de não dominância, e o conjunto de Pareto ótimo deve ser filtrado para eliminar soluções dominadas. Alguns trabalhos recentes mostraram a superioridade dos MOEAs quando comparados às abordagens de escalarização (PEREIRA *et al.*, 2019; VIEIRA *et al.*, 2021). No entanto, nenhum deles considerou tanto a robustez por meio de PPR quanto a redução de dimensionalidade por meio de análise fatorial em conjunto com MOEAs.

### **3.5 Considerações finais do capítulo**

Neste capítulo foi abordado os principais métodos estatísticos, tais como: Análise fatorial, Metodologia de Superfície de Resposta, Projeto de Parâmetro Robusto e Otimização Evolutiva Multi-objetivo, aplicando os algoritmos evolutivos NSGA-III, AGE-MOEA e AGE-MOEA-II neste trabalho. O método proposto de modelagem e otimização será apresentando a seguir.

## Capítulo 4

### Método proposto de modelagem e otimização

Na Figura 4.1 é mostrado o fluxograma do método proposto. As etapas relacionadas ao trabalho experimental estão definidas em azul. Em primeiro lugar, a tarefa experimental é definida como o fresamento helicoidal para usinagem de furos no aço inoxidável super duplex UNS S32760. Em seguida, são definidas as variáveis de controle, as variáveis de ruído e seus níveis, conforme resumido na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Variáveis de controle e ruído

| Fatores  | Níveis |        |      |      |       | Unidade             |
|----------|--------|--------|------|------|-------|---------------------|
|          | -p     | -1     | 0    | +1   | +p    |                     |
| $f_{za}$ | 0,03   | 0,10   | 0,15 | 0,20 | 0,27  | $\mu\text{m/dente}$ |
| $f_{zt}$ | 0,03   | 0,10   | 0,15 | 0,20 | 0,27  | $\text{mm/dente}$   |
| $v_c$    | 14,32  | 35     | 50   | 65   | 85,68 | $\text{m/min}$      |
| $l_{to}$ | -      | 27     | 29   | 31   | -     | $\text{mm}$         |
| $l_b$    | -      | Início | Meio | Fim  | -     | -                   |
| $Q$      | -      | 5      | 12,5 | 20   | -     | $\text{l/min}$      |

As variáveis de processo são o avanço axial por dente  $f_{za}$ , o avanço tangencial por dente  $f_{zt}$  e a velocidade de corte  $v_c$ . Estas variáveis foram escolhidas em função de suas potenciais influências no acabamento superficial, na precisão geométrica e na taxa de remoção de material na obtenção de furos por fresamento helicoidal. Assim, o vetor das variáveis do processo, com dimensão  $k = 3$ , é  $\mathbf{x} = [f_{za}, f_{zt}, v_c]^T$ . Estes parâmetros são geralmente considerados em estudos experimentais, para modelagem e otimização do processo de fresamento helicoidal, pois são os principais parâmetros cinemáticos do processo de fresamento helicoidal e estão relacionados à geometria do cavaco não deformado (DENKENA *et al.*, 2008; PEREIRA *et al.*, 2017; PEREIRA *et al.*, 2019). Os níveis das variáveis de controle foram definidos considerando dados da literatura do fresamento helicoidal de materiais de baixa usinabilidade, devido as restrições geradas pelo aço inoxidável super duplex UNS S32760 durante os pré-testes realizados no processo de acabamento de furos e por recomendações do fabricante da ferramenta.

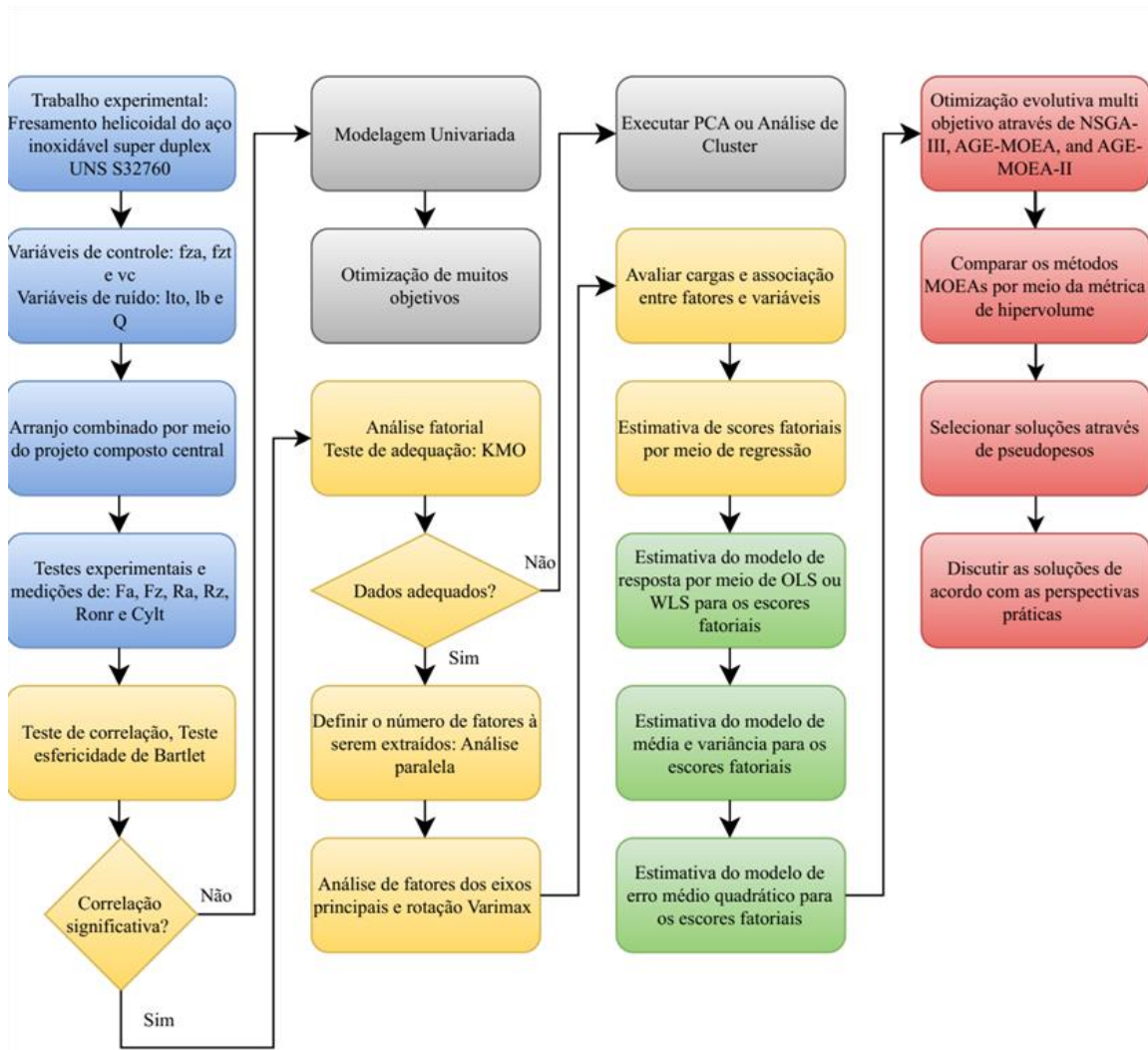


Figura 4.1: Fluxograma do método proposto

As variáveis de ruído são selecionadas para tratar de algumas questões relacionadas à robustez do processo. Em primeiro lugar, o comprimento em balanço da ferramenta  $l_{to}$  é considerado uma variável de ruído, pois esse parâmetro é definido de acordo com a variação da geometria e dimensões da peça. A altura do furo  $l_b$  é definida como uma variável de ruído, pois se deseja minimizar a variabilidade da qualidade do furo, em relação à altura ou profundidade da medição na parede do furo passante. Essa variabilidade pode ocorrer devido ao efeito de suavização decorrente da passagem das bordas periféricas da aresta de corte da fresa, mais vezes no início do que no final do furo (PEREIRA et al., 2018). Por fim, a vazão de fluxo de fluido  $Q$  é definida como uma variável de ruído, devido à variabilidade em relação ao ajuste dessa variável e aos efeitos relacionados à baixa usinabilidade dos aços inoxidáveis super duplex

(OLIVEIRA *et al.*, 2019; UHLMAN *et al.*, 2017). O vetor das variáveis de ruído, com dimensão  $r = 3$ , é  $\mathbf{z} = [l_{to}, l_b, Q]^T$ .

Após definir as variáveis de controle e de ruído, um projeto composto central é definido com a estratégia de matriz combinada. A matriz combinada do PPR também proporciona economia na experimentação, no estudo das interações processo  $\times$  ruído, além de estimativa da média e da variância por meio da propagação do erro. Após essas definições são realizados os testes experimentais e as medições. As variáveis de resposta são as rugosidades média e máxima ( $R_a$  e  $R_z$ ); as forças axial e resultante ( $F_a$  e  $F_r$ ), e os desvios de circularidade e cilindridade ( $R_{ont}$  e  $C_{ylt}$ ). No capítulo 5 serão apresentados mais detalhes sobre a trabalho experimental. O vetor de resposta, com  $p = 6$  respostas, pode ser expresso como  $\mathbf{Y} = [R_a, R_z, F_a, F_r, R_{ont}, C_{ylt}]^T$ . No fluxograma da Figura 4.2, as etapas relacionadas à análise fatorial estão em amarelo.

Em primeiro lugar, o coeficiente de correlação de Pearson é calculado para medir a dependência linear entre cada par de variáveis de resposta. Em seguida, o teste de esfericidade de Bartlett é realizado para medir se a matriz de correlação difere de uma matriz de identidade. Se isso ocorrer, a hipótese nula do teste  $H_0: \mathbf{R} = \mathbf{I}$  é rejeitada, o que garante um padrão de correlação que não pode ser desconsiderado.

De acordo com os resultados desses testes, uma pergunta sobre a significância das correlações deve ser respondida. No caso negativo, deve seguir-se a modelagem univariada e a otimização multiobjetivo (MELO *et al.*, 2022). No caso positivo, deve ser realizada uma análise multivariada. Os métodos de análise multivariada viáveis para este tipo de problema estão relacionados com a redução da dimensionalidade e a contabilização da correlação. Estes métodos incluem a análise de *clusters* de variáveis, a análise de componentes principais e a análise fatorial. Para definir se os dados apresentam uma estrutura de correlação que poderia ser melhor abordada com a análise fatorial é realizado o teste de adequação de Kayser-Meyer-Olkin (KMO). Se o teste apontar que os dados não são apropriados para a análise fatorial, será necessário realizar a análise de componentes principais ou de *cluster*.

No caso da adequação da amostra, a primeira etapa para a realização da análise fatorial é a definição do número de fatores a serem extraídos  $m < p$  por meio da análise paralela. Depois disso, a análise fatorial é realizada. Considerando o modelo fatorial (Equação 3.1) deseja-se obter o vetor de fatores ( $\mathbf{F}$ ) que reterá grande parte do vetor de resposta correlacionado ( $\mathbf{Y}$ ). Neste trabalho, o método de extração dos eixos principais com rotação *varimax* é selecionado, pois foi aplicado com sucesso em tarefas de análise fatorial (MELO *et al.*, 2022; MARQUES

*et al.*, 2020). Devido ao método de extração aplicado, as novas variáveis ou fatores podem também ser designados por eixos principais e o vetor de fatores ou variáveis latentes pode ser expresso como  $\mathbf{F} = [PA_1, PA_2, \dots, PA_m]^T$ ,  $m < p$ . Depois de realizar a análise fatorial, a interpretação das cargas é feita para definir quais variáveis de resposta são explicadas por cada fator extraído. Por fim, os escores dos fatores são calculados por meio de regressão. Após o cálculo da análise fatorial foi realizado o projeto de parâmetros robustos.

No fluxograma da Figura 4.1, as etapas para conduzir o PPR estão em verde. Considerando os escores dos  $m < p$  fatores retidos para representar as respostas originais, os modelos de superfície de resposta são obtidos considerando os fatores de processo e de ruído. Os modelos podem ser estimados com mínimos quadrados ordinários (OLS) ou ponderados (WLS), de acordo com as medidas de qualidade de ajuste. Todos os modelos obtidos,  $P^{\wedge}A_j(x, z)$ ,  $j = 1, \dots, m$ , estão na forma da Equação 3.8 e estão expressas em escala codificada, para evitar os efeitos da escala e das unidades de medida. Na escala codificada, as variáveis de processo são  $x_1 = (f_{za} - 0,15)/0,05$ ,  $x_2 = (f_{zt} - 0,15)/0,05$  e  $x_3 = (v_c - 50)/15$ . As variáveis de ruído são codificadas como  $z_1 = (l_{to} - 29)/2$ ,  $z_2 = (l_b)/1$  e  $z_3 = (Q - 12,5)/7,5$ . Os vetores das variáveis de controle e de ruído normalizadas são  $\mathbf{x} = [x_1, x_2, x_3]^T$ , e  $\mathbf{z} = [z_1, z_2, z_3]^T$ .

Nessa etapa é importante interpretar as interações entre as variáveis de processo e de ruído. Isto é crucial para ver quais os fatores de ruído que são os principais responsáveis pela variabilidade da resposta, e também para saber quais os níveis das variáveis do processo que contribuirão para a robustez. Em seguida, os modelos de média e variância,  $E_{z,\varepsilon}[\widehat{PA}_j]$  e  $Var_{z,\varepsilon}[\widehat{PA}_j]$  foram obtidos através das Equações 3.9 e 3.10, considerando cada modelo de resposta dos scores dos fatores,  $j = 1, \dots, m$ . As equações de erro quadrático médio, são definidas de acordo com a Equação 3.11, como  $MSE_{PA_1} = (E_{z,\varepsilon}[\widehat{PA}_j] - T_{E_j})^2 + Var_{z,\varepsilon}[\widehat{PA}_j]$ ,  $j = 1, \dots, m$ , para agregar a média e a variância, permitindo a contabilização do viés e da variância para cada fator em estudo. O alvo das funções de média,  $T_{E_j}$ ,  $j = 1, \dots, m$ , é obtido através da minimização da função de média pelo algoritmo genético. As funções MSE apresentam unidades de medida ao quadrado da respectiva variável. Assim, por simplicidade, a raiz do erro quadrático médio (RMSE) foi utilizada na otimização,  $RMSE_{PA_j}(\mathbf{x}) = (MSE_{PA_j})^{1/2}$ .

Após a modelagem é realizada a otimização multiobjetivo evolutiva. Neste estudo, os algoritmos NSGA-III, AGE-MOEA, e AGE-MOEA-II são aplicados. O melhor método é selecionado considerando o indicador de hipervolume, para entregar a aproximação da fronteira

de Pareto com a melhor proximidade e diversidade. Por fim, as soluções devem ser discutidas considerando as perspectivas de produção. Essas últimas etapas estão em vermelho no fluxograma da Figura 4.1. O primeiro problema multiobjetivo resolvido é definido de acordo com a Formulação 4.1, em que todas as equações RMSE das  $m$  variáveis latentes são minimizadas. A restrição está relacionada ao espaço experimental, que é uma região esférica com raio  $\rho$ , considerando o projeto composto central. Nesse caso,  $\rho = (2^3)^{\left(\frac{1}{4}\right)}$  garante um projeto composto central rotacionável. O segundo problema multiobjetivo resolvido está de acordo com a Formulação 4.2, que apresenta uma função adicional para lidar com a produtividade. A taxa de remoção de material (MRR) deve ser maximizada. Portanto, ao minimizar o negativo da MRR é possível maximizar a produtividade.

$$\begin{aligned} & \text{Minimizar } x \left\{ \begin{array}{l} RMSE_{PA1}(x) \\ RMSE_{PA2}(x) \\ \vdots \\ RMSE_{PA_m}(x) \end{array} \right\} \\ & \text{Sujeito à: } x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_k^2 \leq \rho^2 \text{ ou } \mathbf{x}^T \cdot \mathbf{x} \leq \rho^2 \end{aligned} \quad (4.1)$$

$$\begin{aligned} & \text{Minimizar } x \left\{ \begin{array}{l} RMSE_{PA1}(x) \\ RMSE_{PA2}(x) \\ \vdots \\ RMSE_{PA_m}(x) \\ -MRR(x) \end{array} \right\} \\ & \text{Sujeito à: } x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_k^2 \leq \rho^2 \text{ ou } \mathbf{x}^T \cdot \mathbf{x} \leq \rho^2 \end{aligned} \quad (4.2)$$

Para ajudar na discussão dos resultados Pareto ótimos, a abordagem de pseudopeso é aplicada. Esse método procura associar pesos às soluções, ajudando o tomador de decisões a selecionar uma solução adequada para cada situação de produção.

As abordagens de escalonamento multiobjetivo alcançam cada solução definindo a priori os pesos associados a cada função objetivo e resolvendo a otimização de cada solução ótima de Pareto separadamente, com o auxílio de um algoritmo de programação não linear. Os MOEAs são abordagens baseadas em população que buscam um conjunto de Pareto em uma única execução, sem o conceito de pesos. Em geral, eles superam os métodos de escalonamento com relação à dominância e à aproximação da verdadeira fronteira de Pareto, já que são

baseados em operadores evolutivos. O pseudopeso para a  $j'$ -ésima função objetiva pode ser calculada pela Equação 4.3.

$$\omega_{j'} = \frac{(f_{j'}^{max} - f_{j'}(x)) / (f_{j'}^{max} - f_{j'}^{min})}{(\sum_{j=1}^m (f_{j'}^{max} - f_{j'}(x)) / (f_{j'}^{max} - f_{j'}^{min}))} \quad (4.3)$$

### **Condiderações finais do capítulo**

Este capítulo resumiu o procedimento metodológico aplicado à modelagem e otimização robusta multivariada no fresamento do aço inoxidável duplex UNS S32760. Primeiramente foi definido as variáveis de controle e de ruído e seus níveis. Em seguida através de um fluxograma foi apresentado o método proposto de modelagem e otimização. Este foi dividido em etapas, sendo descrito cada etapa desde o trabalho experimental até a otimização. Os equipamentos, ferramentas e sistemas de medição utilizados neste trabalho serão abordados no próximo capítulo.

## Capítulo 5

### Materiais e métodos

#### 5.1 Equipamentos e materiais para os ensaios

Os experimentos planejados de fresamento helicoidal foram realizados no Laboratório de Manufatura e Automação (LMAUT) do Núcleo de Otimização da Manufatura e de Tecnologia da Inovação (NOMATI) do Instituto de Engenharia de Produção e Gestão (IEPG) da Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI). Utilizou-se um centro de usinagem vertical *ROMI® D 600*, que possui curso longitudinal da mesa (eixo X) de 600 mm, transversal (eixo Y) de 530 mm e 580 mm no curso do cabeçote (eixo Z). Esta máquina 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*.

Foram utilizadas quatro fresas interiças de metal duro da linha *Coromill Plura* código ISO/ANSI R215.H4-10050DAC07P 1620 com 10 mm de diâmetro,  $z=4$  dentes,  $ap(max) = 0,7$  mm, ângulo de hélice de  $50^\circ$ , ângulo de saída axial de  $6^\circ$  e ângulo de saída radial de  $-18^\circ$ , sem quebra cavacos, classe ISO M com cobertura de TiAlN, depositada por PVD (SANDVIK-Coromant®), indicada para fresamento de aços inoxidáveis. Esta fresa interiça de metal duro foi escolhida com objetivo de usinar furos acabados com precisão geométrica e qualidade superficial em uma única operação de corte. A geometria desta fresa com duplo raio de ponta permite garantir maior avanço na direção tangencial, devido a dificuldade de avançar axialmente na usinagem de aços inoxidáveis super duplex. A fresa tem diâmetro 10 mm, o que permite a realização de uma trajetória helicoidal usinando furos de 18 mm de diâmetro. Esta fresa foi fixada em um mandril hidráulico *CoroChuck 930*, cone BT-40 normas JIS B 6339/DIN ISO 7388-2 código 930-B40-S-12-085 do mesmo fabricante. Na Figura 5.1 é mostrada a ferramenta utilizada, o mandril e o *setup* experimental.

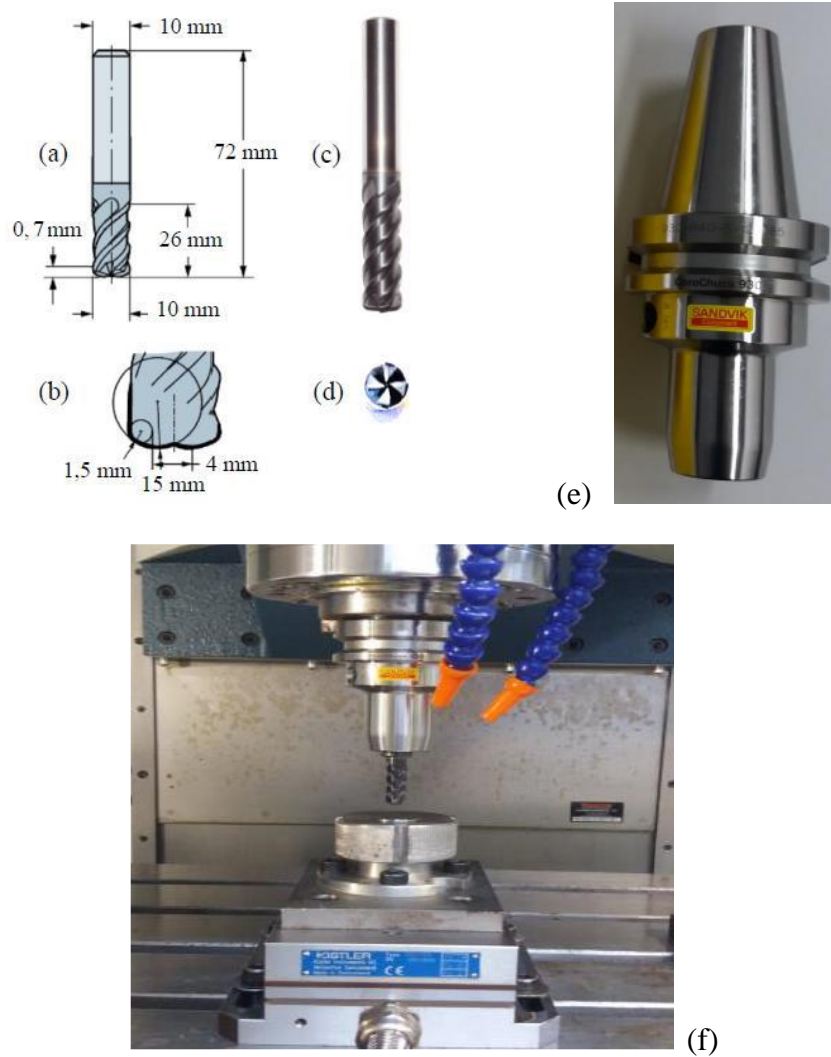


Figura 5.1. Fresa *Coromill Plura* da *Sandvik*® (a) dimensões; (b) detalhe duplo raio de ponta; (c) vista periferia; (d) vista frontal; (e) mandril hidráulico *CoroChuck 930* da *Sandvik Coromant*®; (f) Setup experimental.

Durante os ensaios foi realizada a troca da fresa a cada 12 experimentos, sendo realizado o monitoramento do desgaste com objetivo de preservar as arestas de corte. Na Figura 5.2 é mostrada as condições das arestas periféricas e frontais após cada 12 experimentos para cada fresa, onde pode-se observar que não houve desgastes durante todos os experimentos.

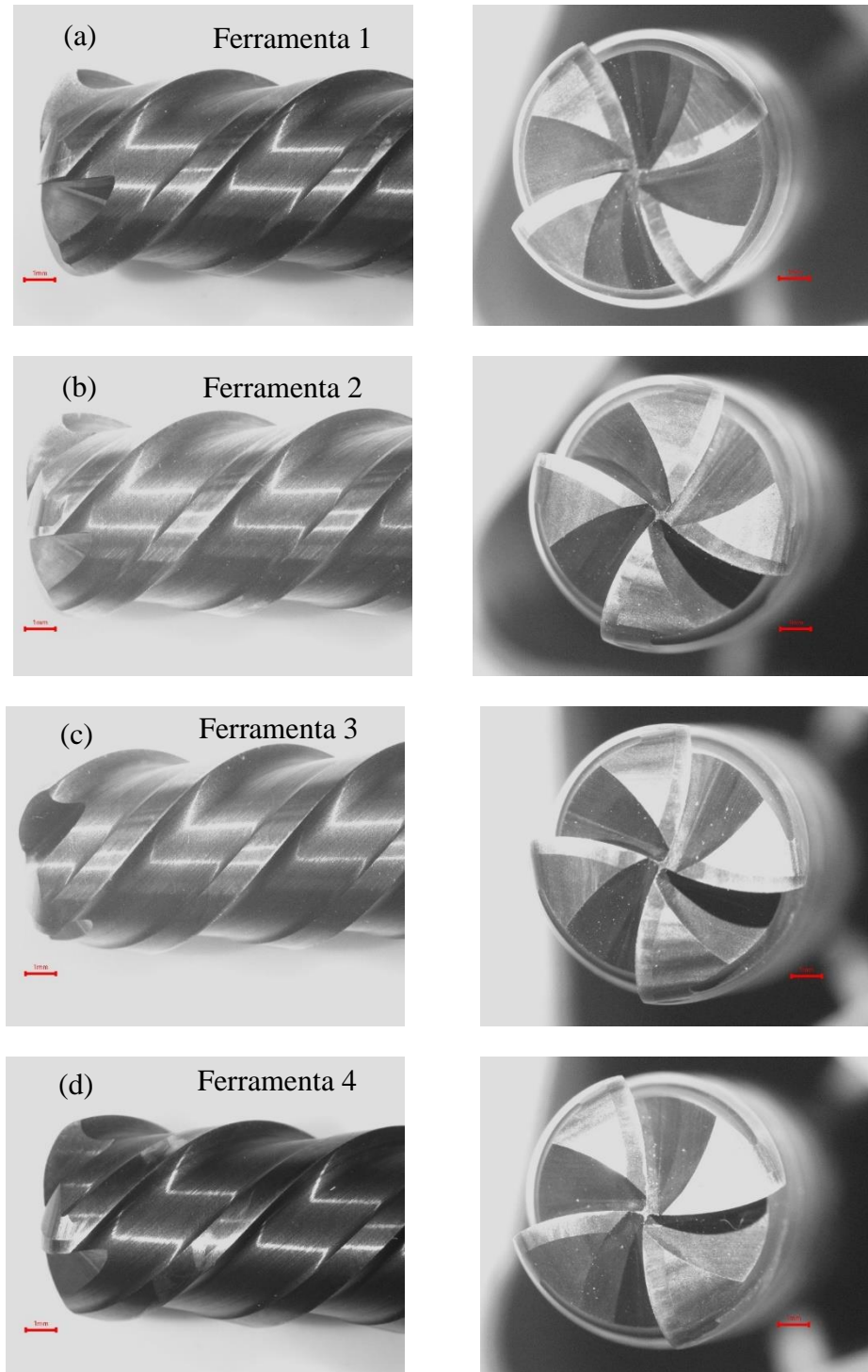


Figura 5.2 – Condições das arestas periféricas e frontais de corte da fresa após cada 10 experimentos, para: (a) ferramenta 1, (b) ferramenta 2, (c) ferramenta 3 e (d) ferramenta 4.

Na Tabela 5.1 é apresentada a composição química nominal do aço inoxidável super duplex UNS S32760 (% peso) e a composição química das amostras fornecidas pelo fabricante, conforme o certificado de qualidade do material CQ-1526190, e também considerando a norma

A790/ A790M. As barras do material em bruto (diâmetro de 38,1 mm) foram fornecidas pela empresa Villares Metals S/A com dureza de 26 HRC (258 HBW). Na Tabela 5.2 é apresentada as propriedades mecânicas e térmicas do material.

Tabela 5.1. Composição química (% peso) do aço inoxidável Super duplex UNS S32760

| Aço     | Qtd. | C     | Si   | Mn   | Cr    | Ni   | Mo   | W    | Cu   | N     | PREN   |
|---------|------|-------|------|------|-------|------|------|------|------|-------|--------|
| UNS     | Min. | -     | -    | -    | 24,00 | 6,00 | 3,0  | 0,50 | 0,50 | 0,20  | ≥ 40   |
| S32760  | Máx. | 0,03  | 1,00 | 1,00 | 26,00 | 8,00 | 4,0  | 1,00 | 1,00 | 0,30  |        |
| Amostra |      |       |      |      |       |      |      |      |      |       |        |
| CQ -    | -    | 0,019 | 0,41 | 0,51 | 25,36 | 6,90 | 3,66 | 0,73 | 0,57 | 0,252 | 41,47- |
| 1526190 |      |       |      |      |       |      |      |      |      |       | 42,67  |

Tabela 5.2 Propriedades mecânicas e térmicas do aço inoxidável super duplex UNS S32760 (Fonte: CARBÓ, 2001; CHARLES *et al.*, 1991)

| <i>Propriedades</i>                      | <i>Unidade</i>                       | <i>Valor</i> |
|--|--------------------------------------|--------------|
| Dureza                                   | Máx. [HB]                            | 270          |
| Resistência à tração                     | Min. [MPa]                           | 760          |
| Resistência ao escoamento                | Min. [MPa]                           | 550          |
| Redução de área                          | Min. [%]                             | 45           |
| Alongamento                              | Min. [%]                             | 25           |
| Capacidade térmica específica*           | [JKg <sup>-1</sup> k <sup>-1</sup> ] | 500          |
| Coefficiente médio de expansão térmica** | [x10 <sup>-6</sup> k <sup>-1</sup> ] | 13           |
| Condutividade térmica*                   | [Wm <sup>-1</sup> k <sup>-1</sup> ]  | 15           |

\*à 20°C; \*\* de 20 à 100 °C

A Figura 5.3-a mostra uma peça pré-usinada e a Figura 5.3-b mostra uma peça após a usinagem, com furos passantes com diâmetro de 18 mm e 15 mm de profundidade, obtidos através de uma única operação de fresamento helicoidal. Os corpos de prova em aço inoxidável super duplex UNS S32760 foram previamente usinados externamente, conforme as dimensões mostradas na Figura 5.3-c. Este projeto foi concebido em conjunto com o dispositivo de fixação a ser acoplado ao dinamômetro, conforme mostrado na Figura 5.3-d.

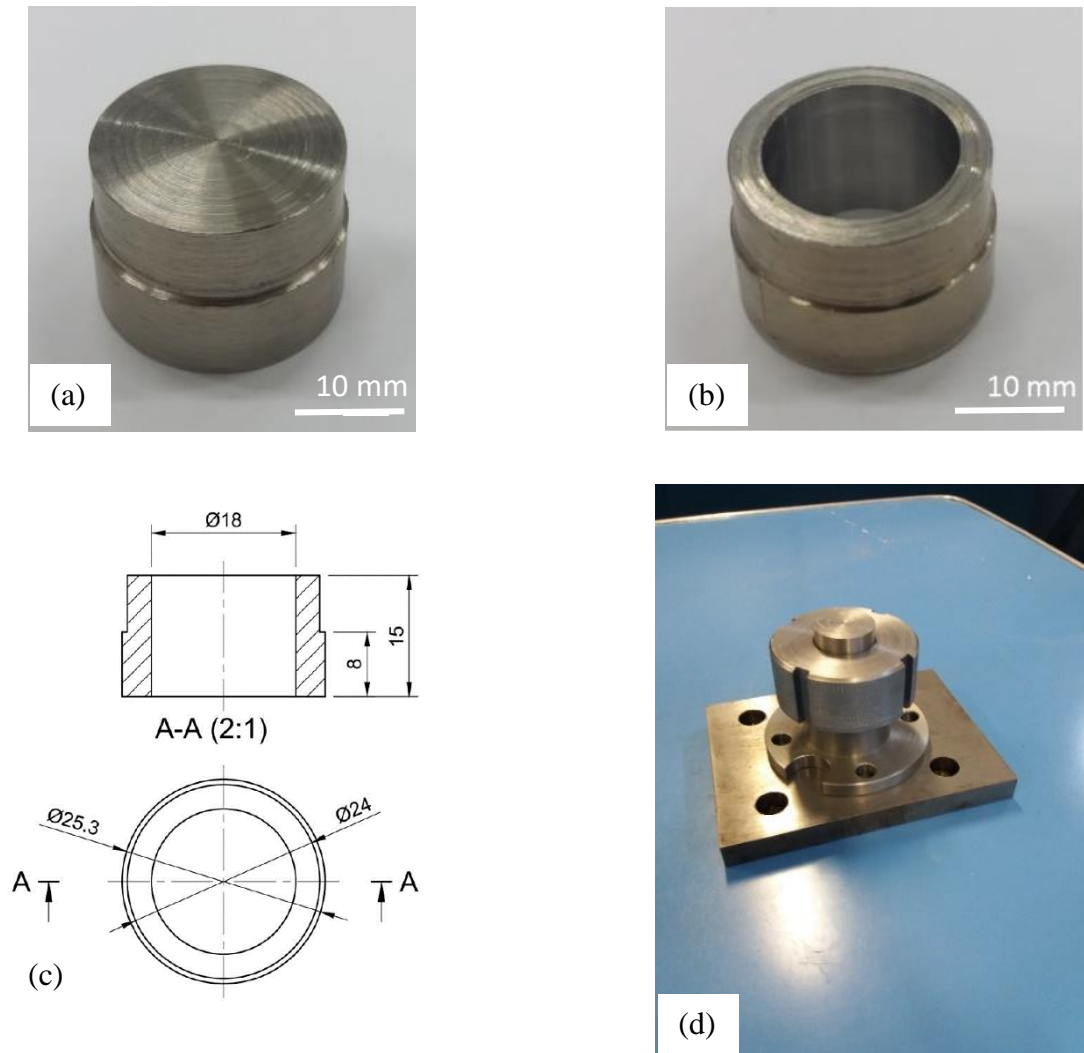
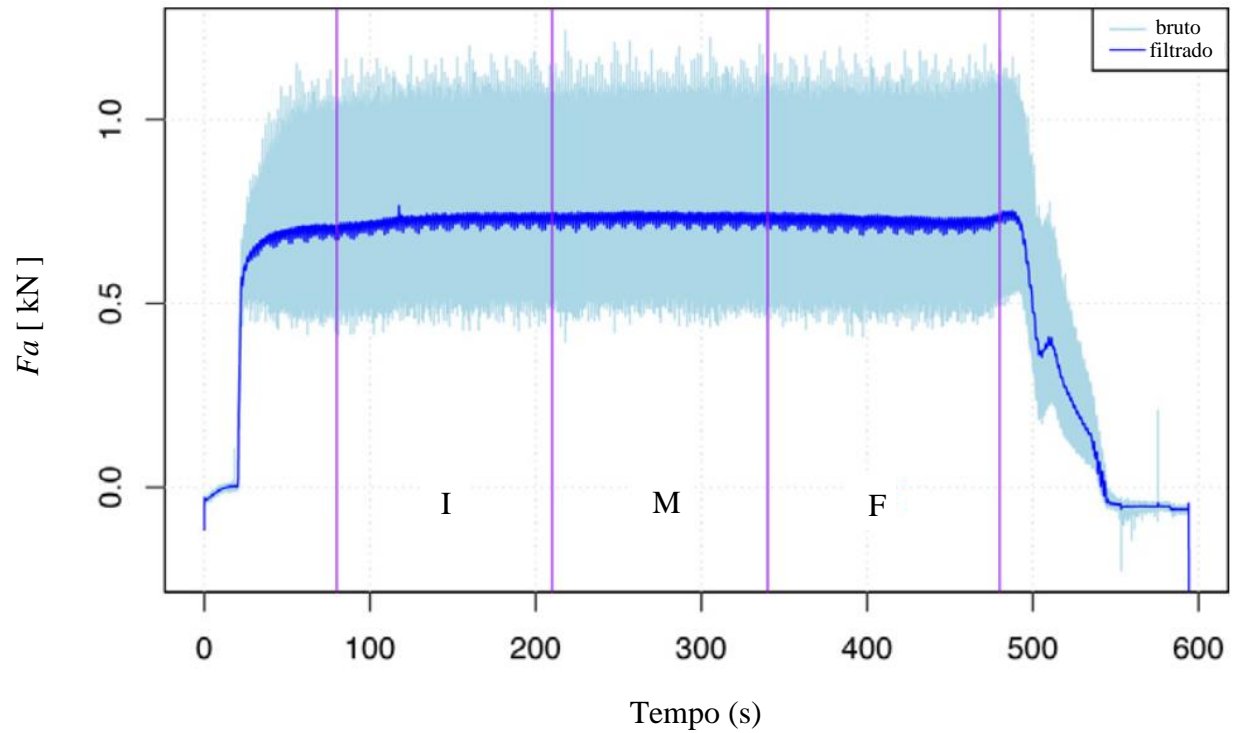


Figura 5.3 – (a) corpo de prova, (b) corpo de prova usinado, (c) desenho, (d) o dispositivo de fixação montado com o corpo de prova.

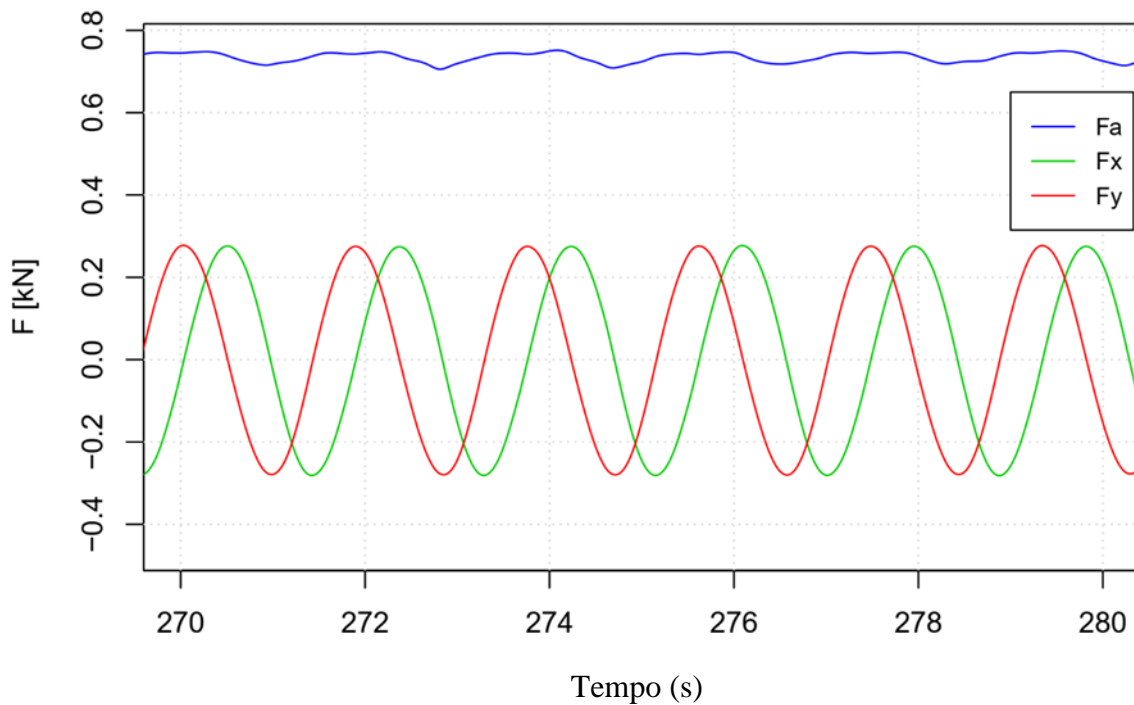
O fluido de corte aplicado durante o processo de fresamento helicoidal foi o BIO 100E da marca *Biolub*®, que por se tratar de um fluido solúvel sintético biodegradável, em solução aquosa apresenta-se transparente e esverdeado. Possui boa durabilidade, poder lubrificante, refrigerante e anticorrosivo, com indicação de aplicação em metais ferrosos como o aço carbono e na maioria dos aços inoxidáveis em diversas operações de usinagem. Este fluido de corte foi utilizado na concentração 10% para todos os ensaios realizados.

## 5.2 Instrumentos de medição

As medições das forças de usinagem foram realizadas utilizando um dinamômetro piezoelétrico estacionário com três componentes modelo 9257BA, com amplificador de sinais modelo 5233A e software Dynoware da Kistler®. Foi utilizado uma frequência de aquisição da ordem de 500 Hz.



(a) Força axial,  $F_a$ , considerando o sinal bruto e o filtrado.



(a) Forças filtradas

Figura 5.4 - Processo de filtragem das forças

Para a filtragem foi considerado um filtro passa baixa do tipo Butterworth com ordem de filtragem igual a 2 e frequência de corte igual a 0,01. Nas Figura 5.4-a e 5.4-b são apresentados os sinais das componentes das forças. A Figura 5.4-a mostra a força axial ( $F_a$ ) considerando o sinal bruto e o filtrado. A região de interesse relativa à posição do furo para cada experimento foi selecionada posteriormente, uma vez que a altura a ser medida na superfície do furo foi considerada como fator de ruído. Em virtude da grandeza da obtenção de pontos em cada frequência, foram consideradas pequenas amostras de tamanhos idênticos em cada posição. Na Figura 5.4-b é mostrada a força axial  $F_a$  e as duas componentes horizontais,  $F_x$  e  $F_y$ , após a filtragem, considerando 10 segundos do experimento.

As medições de rugosidade dos corpos de prova usinados foram realizadas no próprio Laboratório de Manufatura e Automação (LMAUT) do NOMATI/IEPG. Para medição das respostas de rugosidade foi utilizado um medidor de rugosidade portátil da *Mitutoyo*<sup>®</sup>, modelo SJ-210, com deslocamento transversal (Z) de 350  $\mu\text{m}$  e longitudinal (X) de 16 mm, velocidade

de medição de até 0,75 mm/s, velocidade de retorno de 1 mm/s. O medidor é auxiliado por um computador e pelo software *USB communication tool*, também da Mitutoyo®. A rugosidade foi medida na direção axial da superfície dos furos, utilizando um *cut-off* de 0,25 mm. Na Figura 5.5 são mostrados o *setup* experimental e as posições das medições de rugosidade.

Para a realização das medições foram considerados 2 operadores, cada um realizando nove medições realizadas em três posições radiais equidistantes de 120° no furo; e três posições no sentido da altura no furo, medida de 4 mm cada uma e com espaçamento entre as posições de 0,5 mm, o que totaliza 18 medidas por corpo de prova.

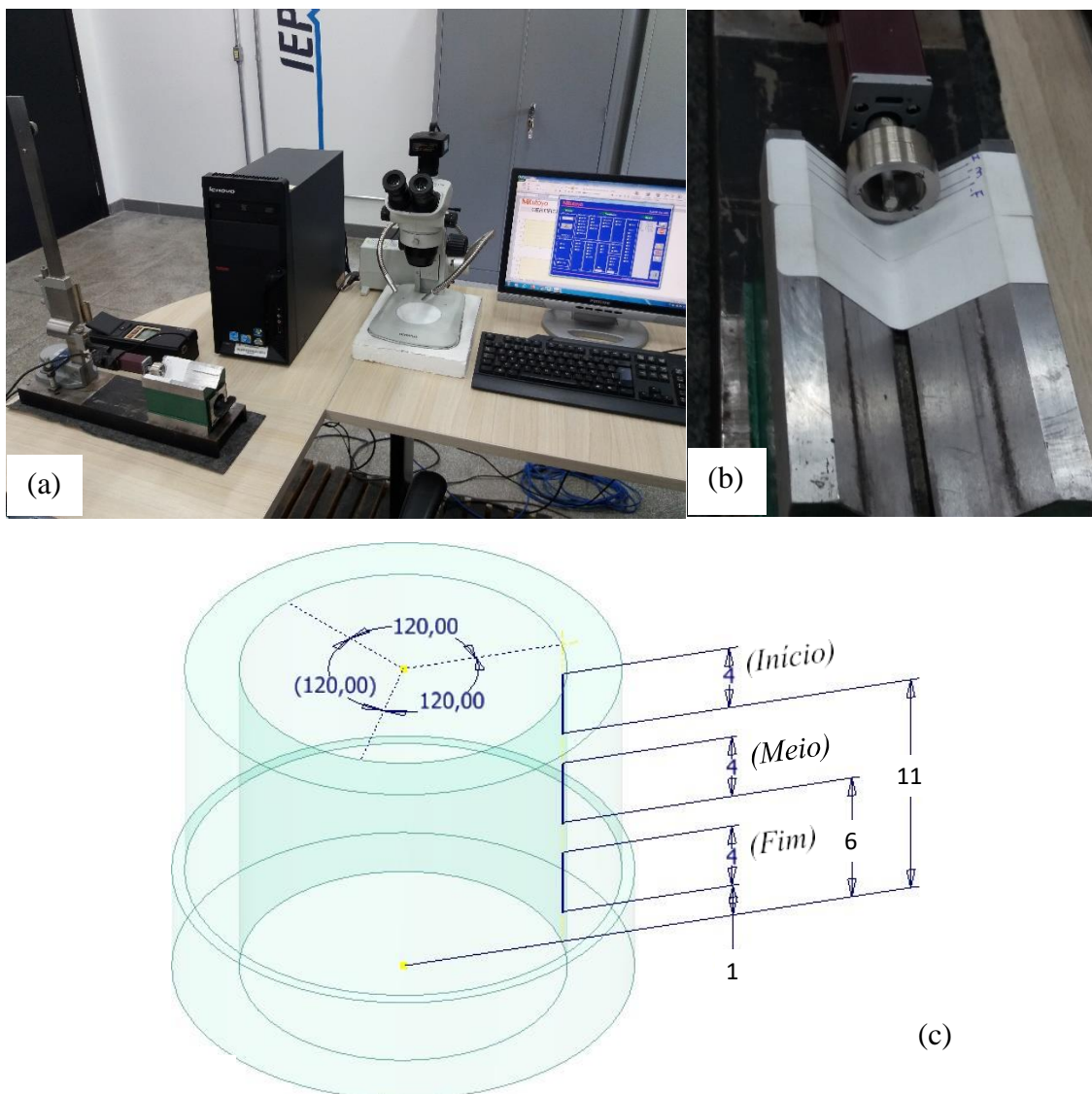


Figura 5.5 - (a) Setup de medição; (b) Fixação do corpo de prova e (c) Posições de medição dos corpos de prova (Adaptado de: PEREIRA *et al.*, 2017)

As medições dos desvios de circularidade e cilindricidade foram realizadas no Laboratório de Metrologia do DEMEC/UFSJ. Para a avaliação destas respostas foi utilizado um medidor de forma *Talyround 131* da *Taylor Hobson®* com apalpador de rubi com 2 mm de diâmetro, alta gama, resolução normal de 30 nm e alta resolução de 6 nm. O medidor de forma também é auxiliado por um computador e pelo software *ultra* da *Taylor Hobson®*. Na Figura 5.6 são mostrados o medidor de forma e o *setup* de medição de circularidade e cilindricidade, respectivamente.

A qualidade de forma do furo foi avaliada por meio da leitura de 12 planos, sendo: 4 planos iniciais, 4 planos médios e 4 planos finais, tomados automaticamente pelo *software ultra* da *Taylor Hobson®*.

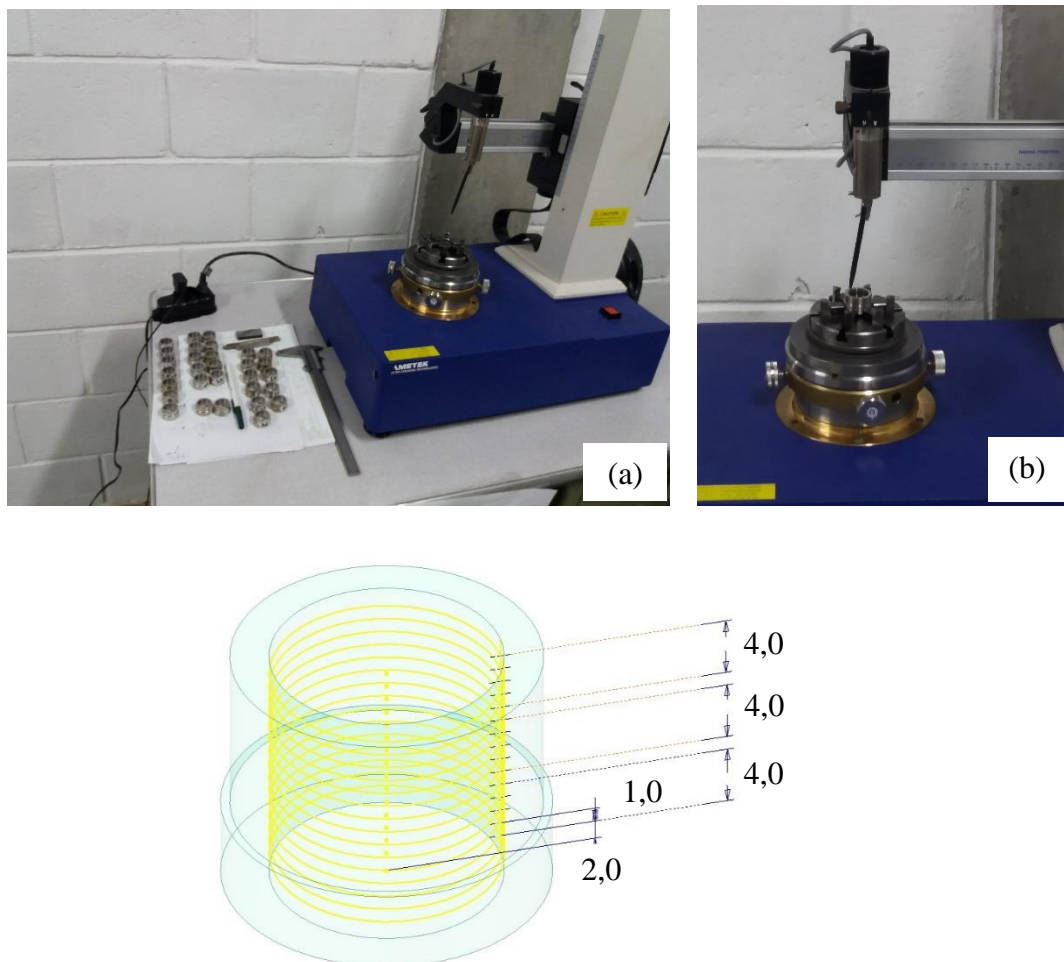


Figura 5.6 - (a) Medidor de forma, (b) *setup* e (c) regiões de medição de circularidade e cilindricidade (Adaptado de: PEREIRA *et al.*, 2017).

### 5.3 Metodologia experimental

Os testes experimentais seguiram um projeto composto central (CCD), com três fatores de controle,  $k = 3$ , e três fatores de ruído,  $r = 3$ . Foram considerados  $n_F = 2^{k+r-1} = 32$  pontos fatoriais fracionários, com resolução VI,  $n_A = 2 \times k = 6$  pontos axiais e  $n_C = 9$  pontos centrais, totalizando  $N = 47$  experimentos. Todos os testes foram realizados em ordem aleatória tendo o fresamento helicoidal sentido de corte concordante.

A otimização multiobjetivo foi realizada através de NSGA-III, AGE-MOEA e AGE-MOEA-II. No caso do método NSGA-III, os pontos de referência conforme Equação 3.13, foram definidas de acordo com a abordagem de Das e Dennis (1998), com  $m = 3$  e  $q = 12$ , para o problema de otimização de três objetivos. Para o problema de otimização de quatro objetivos,  $m = 4$  e  $q = 9$ , o que resulta em ambos os casos em 220 pontos de referência. Para os métodos AGE-MOEA e AGE-MOEAII o tamanho da população foi de 220. Para os três métodos foram realizadas 100 gerações. A probabilidade de mutação foi igual a 1, enquanto a probabilidade de cruzamento foi igual a 0,9. O hipervolume foi medido em cada geração para comparar a convergência de uma realização de cada método em cada problema. O hipervolume final também foi medido em cinco realizações para comparar a distribuição do hipervolume e selecionar o melhor método de otimização.

As análises estatísticas foram realizadas por meio da linguagem de programação R, versão 4.3.0 (R CORE TEAM, 2020) e por meio da linguagem Python versão 3.8.16 (ROSSUM & DRAKE, 1995). Para a análise multivariada foram usados os pacotes MVN (KORKMAZ *et al.*, 2014), psych (REVELLE, 2022), GPArotation (BERNAARDS & JENNRICH, 2005) e GGally (SCHLOERKE *et al.*, 2021). Para a modelagem, os pacotes rsm (LENTH, 2009) e olsrr (HEBBALI, 2020) foram utilizados. Para a otimização multi-objetivo foram utilizados os pacotes Nloptim (HARRIS *et al.*, 2020), pandas (McKINNEY *et al.*, 2010), matplotlib (HUNTER, 2007) e Pymoo (BLANK & DEB, 2020) foram usados. Finalmente, para os gráficos utilizou-se os pacotes ggplot2 (WICKHAM, 2016), ggpubr (KASSAMBARA, 2020) e plot3D (SOETAERT, 2021). Para todas as análises estatísticas utilizou-se o nível de significância  $\alpha = 0,05$ .

## **5.4 Considerações finais do capítulo**

Este capítulo apresentou os equipamentos, ferramentas, materiais de corpos de prova, *softwares*, dispositivos e instrumentos de medição das referidas respostas, bem como a metodologia experimental e de otimização realizada neste trabalho. No capítulo 6 será apresentado os resultados, como também as análises e discussão.

## Capítulo 6

### Resultados e discussão

#### 6.1 Resultados obtidos e Análise Fatorial

Na Tabela 6.1 é apresentado o projeto composto central com as variáveis de controle ( $f_{za}$ ,  $f_{zt}$  e  $v_c$ ), as variáveis de ruído ( $l_{to}$ ,  $l_b$  e  $Q$ ), as respostas monitoradas durante os testes ( $F_a$  e  $F_r$ ), as medidas de rugosidade ( $R_a$  e  $R_z$ ), e os desvios de circularidade ( $R_{ont}$ ) e cilindricidade ( $C_{yIt}$ ) dos furos obtidos nos experimentos.

Esses resultados compreendem as etapas relacionadas ao trabalho experimental, referentes ao fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760, destacadas em azul no fluxograma da Figura 4.1. A rugosidade  $R_a$  apresentou média igual a 0,1915  $\mu\text{m}$ , desvio padrão igual a 0,0407  $\mu\text{m}$ , valor mínimo igual a 0,0982  $\mu\text{m}$  e valor máximo igual a 0,2838  $\mu\text{m}$ . A rugosidade máxima da superfície  $R_z$  apresentou média igual a 1,1502  $\mu\text{m}$ , desvio padrão igual a 0,2447  $\mu\text{m}$ , valor mínimo igual a 0,6460  $\mu\text{m}$  e valor máximo igual a 1,7307  $\mu\text{m}$ . A componente de força de corte axial ( $F_a$ ) apresentou uma média igual a 0,5168 kN, um desvio padrão igual a 0,2061 kN, um valor mínimo igual a 0,0737 kN e um valor máximo igual a 0,8645 kN. A componente da força de corte resultante no plano x-y ( $F_r$ ) apresentou uma média igual a 0,2644kN, um desvio padrão igual a 0,0489 kN, um valor mínimo igual a 0,1264 kN e um valor máximo igual a 0,3491 kN. A circularidade total ( $R_{ont}$ ) apresentou uma média igual a 18,12  $\mu\text{m}$ , um desvio padrão igual a 4,2812  $\mu\text{m}$ , um valor mínimo igual a 10,79  $\mu\text{m}$  e um valor máximo igual a 32,48  $\mu\text{m}$ . A cilindricidade total ( $C_{yIt}$ ) apresentou uma média igual a 14,01  $\mu\text{m}$ , um desvio padrão igual a 2,77  $\mu\text{m}$ , um valor mínimo igual a 8,61  $\mu\text{m}$  e um valor máximo igual a 24,63  $\mu\text{m}$ . Vale ressaltar que os resultados obtidos para as rugosidades, desvios de circularidade e cilindricidade foram relativamente baixos, considerando a reduzida usinabilidade deste material e toda dificuldade na obtenção de furos no aço inoxidável super duplex.

Seguindo o fluxograma da Figura 4.1, as etapas em amarelo estão relacionadas à análise multivariada e à análise fatorial. Na Figura 6.1 é mostrado o gráfico de correlação das respostas mostrando suas distribuições individuais por meio de gráficos de densidade de Kernel, bem como sua relação de pares e dependência linear por meio de gráficos de dispersão e os coeficientes de correlação de Pearson entre as respostas.

Como pode ser observado nas respostas do mesmo grupo, como rugosidade, forças e desvio geométrico, a correlação dentro de cada grupo é alta. Entretanto, com respostas de grupos distintos, a correlação é moderada ou insignificante. As variáveis de rugosidade apresentaram correlação moderada, mas significativa com as respostas de força.

Esse padrão de correlação com alguns grupos, com alta correlação interna e correlação moderada ou pequena entre variáveis de grupos distintos, sugere um padrão de dados dependentes, que pode ser tratado por meio de análise fatorial. O teste de esfericidade de Bartlett, resultou em um valor de  $p = 6,0804 \times 10^{-27}$ , fornecendo evidência suficiente para rejeitar a hipótese nula de que a matriz de correlações é de identidade, ou seja, o valor da significância do teste de Bartlett deve ser menor que 0,05. Portanto, pode-se afirmar que a matriz de correlação difere de uma matriz identidade.

Tabela 6.1. Projeto experimental com as respectivas respostas

| <i>Ordem padrão</i> | $f_{za}$            | $f_{zt}$          | $v_c$          | $l_{to}$    | $l_b$ | $Q$            | $R_a$         | $R_z$         | $F_a$       | $F_r$       | $R_{ont}$     | $C_{yIt}$     |
|---------------------|---------------------|-------------------|----------------|-------------|-------|----------------|---------------|---------------|-------------|-------------|---------------|---------------|
|                     | $\mu\text{m/dente}$ | $\text{mm/dente}$ | $\text{m/min}$ | $\text{mm}$ | -     | $\text{l/min}$ | $\mu\text{m}$ | $\mu\text{m}$ | $\text{kN}$ | $\text{kN}$ | $\mu\text{m}$ | $\mu\text{m}$ |
| 1                   | 0,1                 | 0,1               | 35             | 27          | -1    | -1             | 0,16          | 0,84          | 0,29        | 0,24        | 19,11         | 18,77         |
| 2                   | 0,2                 | 0,1               | 35             | 27          | -1    | 1              | 0,23          | 1,25          | 0,58        | 0,24        | 13,08         | 12,21         |
| 3                   | 0,1                 | 0,2               | 35             | 27          | -1    | 1              | 0,24          | 1,55          | 0,56        | 0,31        | 19,14         | 14,01         |
| 4                   | 0,2                 | 0,2               | 35             | 27          | -1    | -1             | 0,22          | 1,07          | 0,57        | 0,21        | 12,91         | 13,04         |
| 5                   | 0,1                 | 0,1               | 65             | 27          | -1    | 1              | 0,19          | 1,13          | 0,09        | 0,20        | 22,12         | 17,64         |
| 6                   | 0,2                 | 0,1               | 65             | 27          | -1    | -1             | 0,19          | 1,09          | 0,30        | 0,29        | 32,48         | 24,63         |
| 7                   | 0,1                 | 0,2               | 65             | 27          | -1    | -1             | 0,20          | 1,22          | 0,46        | 0,28        | 19,42         | 13,23         |
| 8                   | 0,2                 | 0,2               | 65             | 27          | -1    | 1              | 0,25          | 1,48          | 0,72        | 0,18        | 25,49         | 19,46         |
| 9                   | 0,1                 | 0,1               | 35             | 31          | -1    | 1              | 0,20          | 1,61          | 0,17        | 0,23        | 16,44         | 11,54         |
| 10                  | 0,2                 | 0,1               | 35             | 31          | -1    | -1             | 0,15          | 0,93          | 0,24        | 0,31        | 12,80         | 8,61          |
| 11                  | 0,1                 | 0,2               | 35             | 31          | -1    | -1             | 0,24          | 1,40          | 0,25        | 0,33        | 20,14         | 15,04         |
| 12                  | 0,2                 | 0,2               | 35             | 31          | -1    | 1              | 0,28          | 1,73          | 0,71        | 0,19        | 22,70         | 21,89         |
| 13                  | 0,1                 | 0,1               | 65             | 31          | -1    | -1             | 0,19          | 1,15          | 0,36        | 0,22        | 17,77         | 13,01         |
| 14                  | 0,2                 | 0,1               | 65             | 31          | -1    | 1              | 0,20          | 1,30          | 0,70        | 0,28        | 14,67         | 13,03         |
| 15                  | 0,1                 | 0,2               | 65             | 31          | -1    | 1              | 0,24          | 1,29          | 0,25        | 0,28        | 18,61         | 14,38         |
| 16                  | 0,2                 | 0,2               | 65             | 31          | -1    | -1             | 0,24          | 1,38          | 0,57        | 0,22        | 24,95         | 17,18         |
| 17                  | 0,1                 | 0,1               | 35             | 27          | 1     | 1              | 0,14          | 0,85          | 0,54        | 0,22        | 15,67         | 18,80         |
| 18                  | 0,2                 | 0,1               | 35             | 27          | 1     | -1             | 0,15          | 0,87          | 0,31        | 0,31        | 13,08         | 12,63         |
| 19                  | 0,1                 | 0,2               | 35             | 27          | 1     | -1             | 0,21          | 1,11          | 0,26        | 0,34        | 22,33         | 20,38         |
| 20                  | 0,2                 | 0,2               | 35             | 27          | 1     | 1              | 0,22          | 1,33          | 0,79        | 0,26        | 20,01         | 12,90         |
| 21                  | 0,1                 | 0,1               | 65             | 27          | 1     | -1             | 0,19          | 0,81          | 0,67        | 0,21        | 15,46         | 11,17         |
| 22                  | 0,2                 | 0,1               | 65             | 27          | 1     | 1              | 0,17          | 1,07          | 0,49        | 0,27        | 16,97         | 12,43         |
| 23                  | 0,1                 | 0,2               | 65             | 27          | 1     | 1              | 0,16          | 0,99          | 0,64        | 0,29        | 23,23         | 22,69         |
| 24                  | 0,2                 | 0,2               | 65             | 27          | 1     | -1             | 0,21          | 1,30          | 0,52        | 0,27        | 23,99         | 17,48         |

Continuação da Tabela 6.1. Projeto experimental com as respectivas respostas

| <i>Ordem padrão</i> | $f_{za}$            | $f_{zt}$          | $v_c$          | $l_{to}$    | $l_b$ | $Q$            | $R_a$         | $R_z$         | $F_a$       | $F_r$       | $R_{ont}$     | $C_{yIt}$     |
|---------------------|---------------------|-------------------|----------------|-------------|-------|----------------|---------------|---------------|-------------|-------------|---------------|---------------|
|                     | $\mu\text{m/dente}$ | $\text{mm/dente}$ | $\text{m/min}$ | $\text{mm}$ | -     | $\text{l/min}$ | $\mu\text{m}$ | $\mu\text{m}$ | $\text{kN}$ | $\text{kN}$ | $\mu\text{m}$ | $\mu\text{m}$ |
| 25                  | 0,1                 | 0,1               | 35             | 31          | 1     | -1             | 0,18          | 1,25          | 0,59        | 0,26        | 13,15         | 12,95         |
| 26                  | 0,2                 | 0,1               | 35             | 31          | 1     | 1              | 0,18          | 1,20          | 0,85        | 0,35        | 18,41         | 14,52         |
| 27                  | 0,1                 | 0,2               | 35             | 31          | 1     | 1              | 0,24          | 1,48          | 0,75        | 0,33        | 13,97         | 12,45         |
| 28                  | 0,2                 | 0,2               | 35             | 31          | 1     | -1             | 0,26          | 1,56          | 0,55        | 0,21        | 21,79         | 18,98         |
| 29                  | 0,1                 | 0,1               | 65             | 31          | 1     | 1              | 0,19          | 0,93          | 0,47        | 0,21        | 19,85         | 15,33         |
| 30                  | 0,2                 | 0,1               | 65             | 31          | 1     | -1             | 0,17          | 1,04          | 0,60        | 0,30        | 16,08         | 11,72         |
| 31                  | 0,1                 | 0,2               | 65             | 31          | 1     | -1             | 0,24          | 1,36          | 0,65        | 0,29        | 19,16         | 16,15         |
| 32                  | 0,2                 | 0,2               | 65             | 31          | 1     | 1              | 0,19          | 1,19          | 0,62        | 0,24        | 19,14         | 15,09         |
| 33                  | 0,03                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,15          | 1,03          | 0,41        | 0,28        | 15,17         | 12,55         |
| 34                  | 0,27                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,18          | 1,07          | 0,66        | 0,13        | 18,31         | 13,42         |
| 35                  | 0,15                | 0,031             | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,10          | 0,65          | 0,11        | 0,33        | 11,72         | 11,49         |
| 36                  | 0,15                | 0,269             | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,20          | 1,15          | 0,65        | 0,34        | 20,71         | 16,54         |
| 37                  | 0,15                | 0,15              | 14,32          | 29          | 0     | 0              | 0,26          | 1,53          | 0,86        | 0,25        | 10,79         | 9,40          |
| 38                  | 0,15                | 0,15              | 85,68          | 29          | 0     | 0              | 0,21          | 1,25          | 0,60        | 0,24        | 18,41         | 17,53         |
| 39                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,16          | 1,01          | 0,62        | 0,25        | 15,87         | 12,80         |
| 40                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,13          | 0,79          | 0,07        | 0,24        | 19,38         | 15,28         |
| 41                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,14          | 0,92          | 0,49        | 0,25        | 18,35         | 16,04         |
| 42                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,15          | 0,92          | 0,64        | 0,30        | 17,81         | 14,41         |
| 43                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,17          | 1,05          | 0,79        | 0,31        | 13,58         | 13,60         |
| 44                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,17          | 1,06          | 0,66        | 0,25        | 14,54         | 12,60         |
| 45                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,15          | 0,91          | 0,31        | 0,25        | 14,46         | 10,76         |
| 46                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,16          | 1,08          | 0,73        | 0,27        | 23,77         | 17,97         |
| 47                  | 0,15                | 0,15              | 50             | 29          | 0     | 0              | 0,14          | 0,88          | 0,52        | 0,30        | 14,47         | 12,13         |

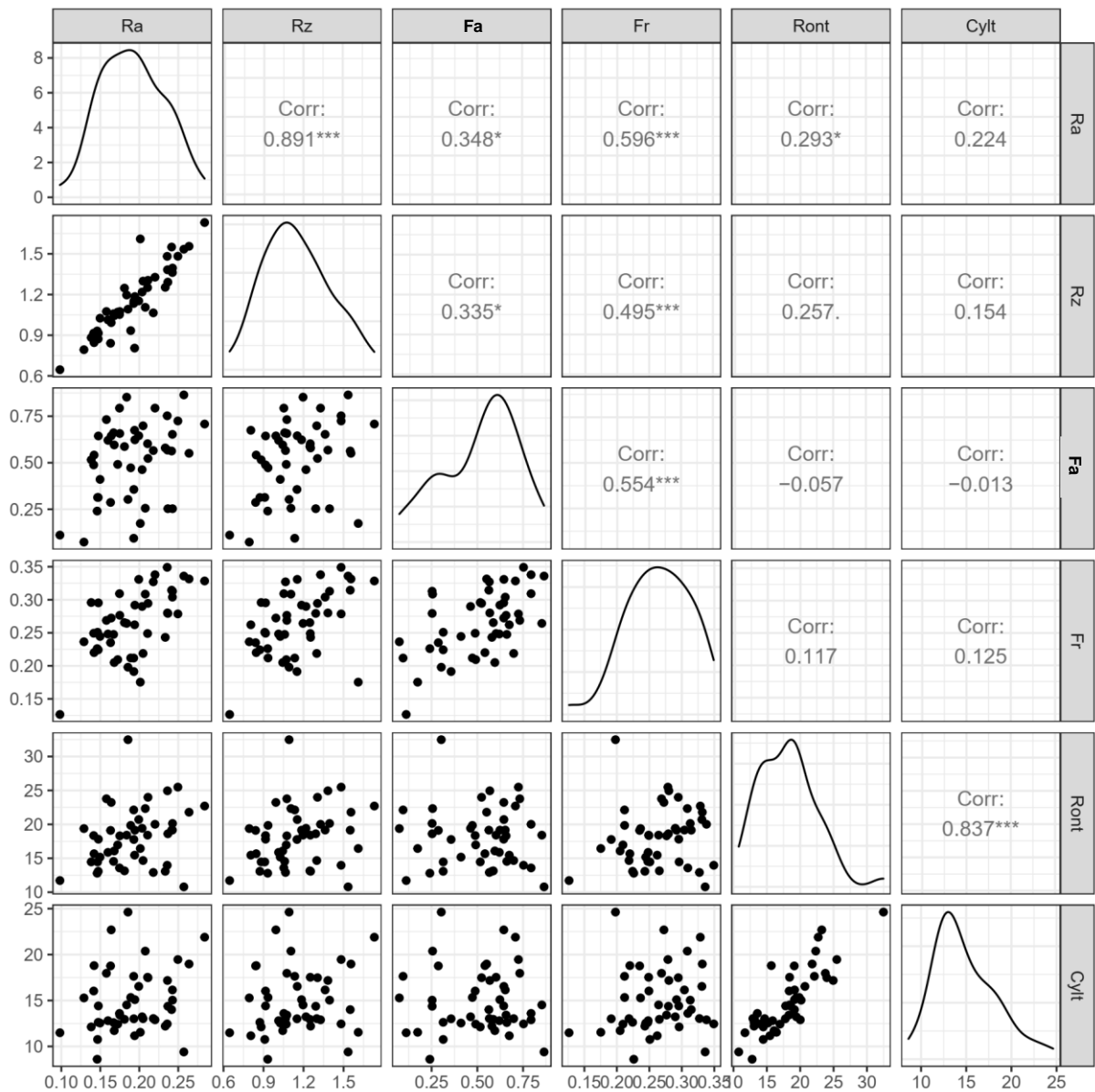


Figura 6.1. Gráfico de correlação das respostas (\*\*\* $p < 0,001$ ; \*\* $p < 0,01$ ; \* $p < 0,05$ )

Na Tabela 6.2 é apresentado os resultados da medida de adequação da amostragem de Kaiser, Meyer e Olkin (KMO). Seria adequado ter valores de KMO próximos a um para todas as variáveis. No entanto, o número reduzido de testes realizados para permitir economia na experimentação, seguindo os princípios do projeto de experimentos, contrasta com a necessidade de mais dados ao realizar a análise fatorial. É essencial dizer que um valor de KMO menor que 0,5 seria inaceitável. Por conseguinte, tendo em conta o padrão de correlações, o resultado do teste de esfericidade de Bartlett, o resultado do teste de KMO, pode-se dizer que os dados podem ser considerados adequados para a realização da análise fatorial.

Tabela 6.2. Teste de adequação de amostragem Kaiser-Meyer-Olkin (KMO)

| <i>Ra</i>          | <i>Rz</i> | <i>Fa</i> | <i>Fr</i> | <i>Ront</i> | <i>Cylt</i> |
|--------------------|-----------|-----------|-----------|-------------|-------------|
| 0,62               | 0,61      | 0,68      | 0,72      | 0,54        | 0,52        |
| Overall MSA = 0,61 |           |           |           |             |             |

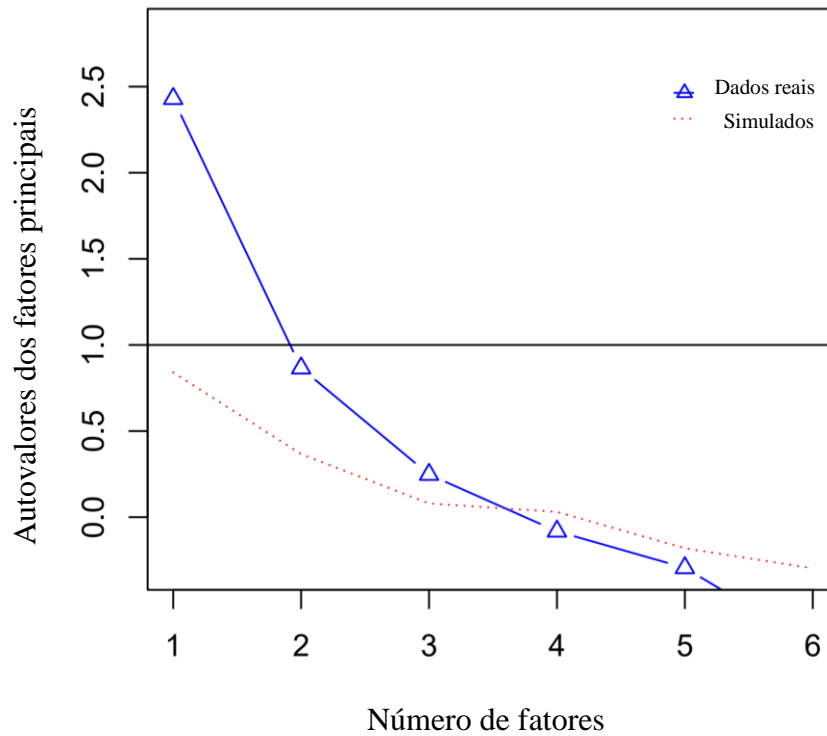


Figura 6.2. Análise paralela

Na Figura 6.2 é mostrado o gráfico da análise paralela, onde pode ser observado que com os três fatores extraídos, a variabilidade retida das respostas (dados reais) é maior do que a de dados simulados. E assim, na sequência destas respostas foram considerados três fatores. Na Tabela 6.3 é apresentado o resumo dos resultados da análise fatorial realizada considerando o método de extração do eixo principal e a rotação varimax. O fator  $PA_1$  apresenta altas cargas em relação às respostas de rugosidade, o fator  $PA_2$  apresenta altas cargas em relação às respostas de desvio geométrico e o fator  $PA_3$  apresenta altas cargas em relação às respostas de força. O conjunto original de  $m = 6$  variáveis de resposta correlacionadas foi reduzido para  $p = 3$  variáveis ou fatores latentes ortogonais ou não correlacionados, alcançando uma redução suficiente de dimensionalidade.

Na Figura 6.3 é ilustrada a relação entre as variáveis latentes e as variáveis observadas experimentalmente. A cor das variáveis identifica os grupos, enquanto as larguras das linhas são proporcionais às cargas. Em correspondência com a Tabela 6.3, pode-se observar que  $R_a$  e  $R_z$  são explicados por  $PA_1$ ,  $R_{ont}$  e  $C_{ylt}$  são explicados por  $PA_2$ , enquanto  $F_a$  e  $F_r$  são explicados por  $PA_3$ . As variáveis das componentes das forças são aquelas com cargas mais baixas.  $F_r$  é melhor explicada pela  $PA_3$ , mas tem uma carga moderada com  $PA_1$ .

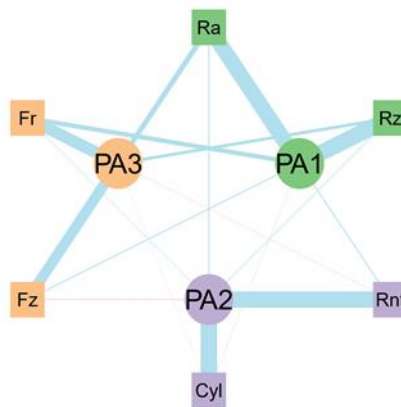


Figura 6.3. Diagrama de análise fatorial

Tabela 6.3. Análise de fatores

|           | $PA_1$ | $PA_2$ | $PA_3$ | $h$  | $\psi$ | $com$ |
|-----------|--------|--------|--------|------|--------|-------|
| $R_a$     | 0,84   | 0,18   | 0,38   | 0,88 | 0,12   | 1,5   |
| $R_z$     | 0,86   | 0,12   | 0,29   | 0,84 | 0,16   | 1,3   |
| $F_a$     | 0,18   | -0,06  | 0,62   | 0,42 | 0,58   | 1,2   |
| $F_r$     | 0,35   | 0,08   | 0,68   | 0,59 | 0,41   | 1,5   |
| $R_{ont}$ | 0,18   | 0,87   | -0,03  | 0,79 | 0,21   | 1,1   |
| $C_{ylt}$ | 0,06   | 0,88   | 0,04   | 0,77 | 0,23   | 1,0   |

Na Tabela 6.3 é apresentado os escores dos fatores calculados por meio de regressão (método Thurstone). Os escores dos fatores são os resultados numéricos ou as realizações dos fatores, considerando as cargas obtidas e as respostas originais. Esses resultados de  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$  são considerados agora os resultados da resposta latente que representam a rugosidade, o erro geométrico e as forças, respectivamente, no fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760. Para confirmar a previsibilidade do modelo fatorial e a qualidade dos escores fatoriais, a Equação 3.1 foi utilizada para estimar as respostas observadas.

Considerando o erro,  $\varepsilon \approx 0$ , o conjunto de respostas original pode ser aproximado por  $\hat{Y} = \mathbf{L}\mathbf{F} + \mu$ , sendo  $\mathbf{L}$  a matriz de carga exposta na Tabela 6.3, e  $\mathbf{F}$  a matriz composta pelos escores dos fatores ou estimativas numéricas das variáveis latentes, representadas na Tabela 6.4. Na Figura 6.4 são mostrados os gráficos de dispersão relacionando os valores de resposta experimental e os estimados.

O modelo fatorial apresentou melhor capacidade de previsão para respostas de rugosidade e circularidade, com  $R^2 \geq 0,92$ . Para  $Fr$  e  $Fa$  obteve-se  $R^2$  igual a 0,77 e 0,62, respectivamente. Isto é explicado pelos níveis de cargas não tão elevados do fator  $PA_3$  associados às respostas  $Fa$  e  $Fr$ . A dificuldade da análise fatorial em alcançar uma estrutura simples está relacionada à complexa estrutura de correlação ilustrada na Figura 6.3. Conforme observado, as respostas das componentes das forças apresentam uma correlação moderada, mas estatisticamente significativa com as respostas de rugosidade, o que explica o carregamento moderado relacionando  $Fr$  a  $PA_1$  e a dificuldade em conseguir uma separação perfeita dos grupos relacionados a cada variável latente.

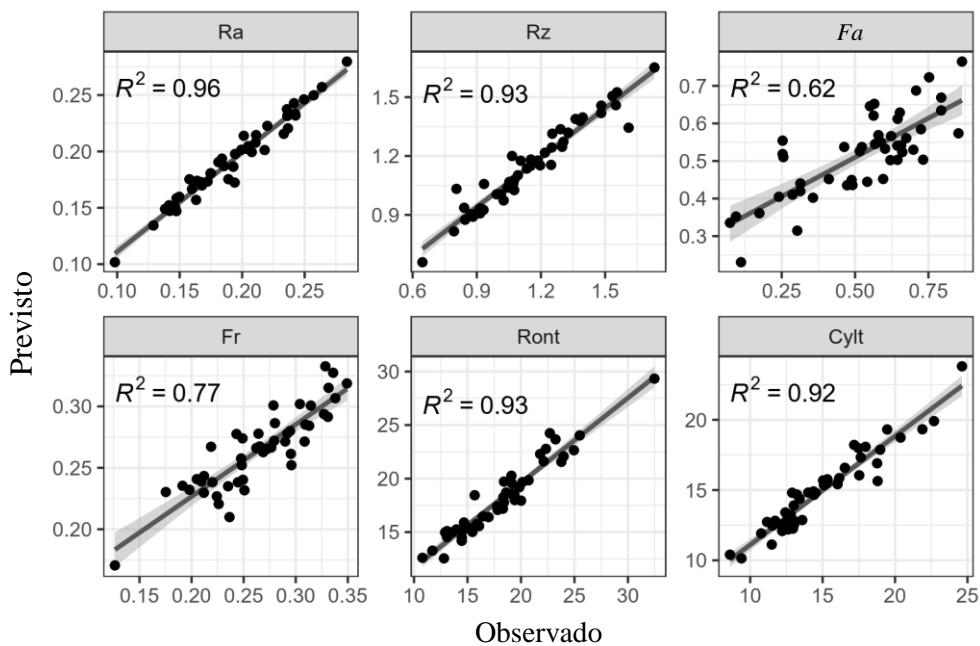


Figura 6.4. Gráficos de dispersão dos valores de respostas estimadas versus observadas.

Tabela 6.4. Escores da análise fatorial

| Ordem padrão | $PA_1$ | $PA_2$ | $PA_3$ | Ordem padrão | $PA_1$ | $PA_2$ | $PA_3$ |
|--------------|--------|--------|--------|--------------|--------|--------|--------|
| 1            | -1,03  | 0,84   | -0,49  | 25           | 0,11   | -0,96  | 0,17   |
| 2            | 1,05   | -1,11  | -0,10  | 26           | -0,25  | -0,03  | 0,70   |
| 3            | 1,47   | -0,18  | 0,34   | 27           | 0,94   | -1,01  | 1,53   |
| 4            | -0,12  | -0,86  | 1,34   | 28           | 1,48   | 0,90   | 0,72   |
| 5            | 0,48   | 0,88   | -1,80  | 29           | -0,28  | 0,36   | -0,65  |
| 6            | -0,15  | 3,26   | -1,59  | 30           | -0,20  | -0,71  | -0,65  |
| 7            | 0,34   | -0,11  | 0,03   | 31           | 0,89   | 0,24   | 0,75   |
| 8            | 1,22   | 1,46   | 0,29   | 32           | -0,11  | 0,16   | 0,58   |
| 9            | 2,22   | -1,02  | -2,77  | 33           | -0,62  | -0,67  | -0,45  |
| 10           | -0,47  | -1,54  | -1,10  | 34           | -0,53  | -0,14  | 0,49   |
| 11           | 1,32   | 0,16   | -0,23  | 35           | -1,39  | -1,15  | -2,39  |
| 12           | 1,95   | 1,37   | 0,98   | 36           | -0,42  | 0,62   | 1,24   |
| 13           | 0,64   | -0,38  | -1,52  | 37           | 1,50   | -1,90  | 1,58   |
| 14           | 0,74   | -0,81  | -0,32  | 38           | 0,41   | 0,38   | 0,01   |
| 15           | 1,18   | -0,10  | -0,56  | 39           | -0,70  | -0,53  | 0,12   |
| 16           | 1,01   | 1,10   | -0,06  | 40           | -1,30  | 0,37   | -1,18  |
| 17           | -1,47  | 0,42   | 0,02   | 41           | -1,27  | 0,32   | -0,04  |
| 18           | -0,85  | -0,86  | -0,69  | 42           | -1,47  | 0,04   | 0,95   |
| 19           | -0,16  | 1,39   | 0,18   | 43           | -0,91  | -0,68  | 1,55   |
| 20           | 0,34   | -0,10  | 1,37   | 44           | -0,51  | -0,75  | 0,22   |
| 21           | -0,76  | -0,72  | 0,73   | 45           | -0,82  | -0,97  | -0,51  |
| 22           | -0,04  | -0,51  | -0,87  | 46           | -1,02  | 1,22   | 0,50   |
| 23           | -1,32  | 1,92   | 0,72   | 47           | -1,48  | -0,72  | 0,72   |
| 24           | 0,39   | 1,07   | 0,15   |              |        |        |        |

Em geral, os modelos adequam-se bem aos dados originais, garantindo a redundância do conjunto original e proporcionando redução de dimensionalidade.

## 6.2 Modelagem e Projeto de Parâmetros Robustos

Seguindo o fluxograma da Figura 4.1, as próximas etapas em verde estão relacionadas a modelagem e ao projeto de parâmetros robustos. Na Tabela 6.5 são apresentados os modelos de resposta para  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ , relacionados a rugosidade, erro geométrico e as componentes das forças, respectivamente. Para cada modelo são apresentados os coeficientes e os erros padrão,  $\beta_j$  ( $SE_{\beta_j}$ ), e o código de significância. Todos os modelos são apresentados em unidades

codificadas. É necessário pelo menos um "\*" para que um coeficiente seja significativo com  $\alpha < 0,05$ . Para  $PA_1$ ,  $f_{zt}$ ,  $l_{to}$ ,  $l_b$ ,  $vc^2$  e  $f_{za} \times l_{to}$  foram estatisticamente significativos. Portanto, considerando as respostas de rugosidade,  $f_{zt}$  é a variável de processo que apresentou um efeito linear significativo, e  $l_{to}$  e  $l_b$  são as variáveis de ruído que apresentaram efeitos lineares significativos,  $vc$  é a variável de processo que apresentou efeito quadrático e a interação  $f_{za} \times l_{to}$  foi a única significativa. Para  $PA_2$ ,  $f_{zt}$ ,  $vc$ ,  $l_{to}$  e  $vc^2$  foram estatisticamente significativos. Portanto, para as respostas de erro geométrico,  $f_{zt}$  e  $vc$  são as variáveis de processo que apresentaram efeitos lineares significativos, e  $l_{to}$  é a variável de ruído que apresentou um efeito linear significativo. Para  $PA_3$ ,  $f_{za}$ ,  $f_{zt}$ ,  $vc$ ,  $l_b$ ,  $f_{za}^2$ ,  $f_{zt}^2$ ,  $vc^2$ ,  $f_{za} \times vc$ ,  $f_{za} \times l_{to}$ ,  $f_{za} \times l_b$ ,  $f_{za} \times Q$ ,  $f_{zt} \times l_b$  e  $f_{zt} \times Q$  foram estatisticamente significativos. Portanto, para as respostas das componentes das forças, todas

Tabela 6.5. Significância dos modelos de resposta através do coeficiente do teste t (erro padrão)

|                  | $PA_1$          | $PA_2$          | $PA_3$           |
|------------------|-----------------|-----------------|------------------|
| (Intercept)      | -0,60 (0,07)*** | +0,04 (0,02)    | +0,12 (0,01)***  |
| $f_{za}$         | +0,07 (0,04)    | +0,01 (0,06)    | +0,15 (0,03)***  |
| $f_{zt}$         | +0,32 (0,07)*** | +0,36 (0,04)*** | +0,60 (0,03)***  |
| $vc$             | -0,07 (0,04)    | +0,35 (0,04)*** | -0,27 (0,02)***  |
| $l_{to}$         | +0,39 (0,04)*** | -0,29 (0,04)*** | -0,07 (0,07)     |
| $l_b$            | -0,40 (0,10)*** | -0,03 (0,07)    | +0,37 (0,04)***  |
| $Q$              | +0,19 (0,10)    | -0,06 (0,06)    | +0,06 (0,06)     |
| $f_{za}^2$       | +0,15 (0,10)    | -0,03 (0,05)    | -0,05 (0,02)*    |
| $f_{zt}^2$       | +0,08 (0,09)    | -0,02 (0,05)    | -0,20 (0,02)***  |
| $vc^2$           | +0,42 (0,09)*** | -0,09 (0,03)*** | +0,09 (0,001)*** |
| $f_{za}: f_{zt}$ | +0,05 (0,10)    | +0,13 (0,12)    | +0,05 (0,05)     |
| $f_{za}: vc$     | +0,04 (0,10)    | +0,19 (0,14)    | -0,16 (0,04)**   |
| $f_{za}: l_{to}$ | -0,22 (0,10)*   | +0,11 (0,11)    | +0,12 (0,05)*    |
| $f_{za}: l_b$    | +0,14 (0,10)    | -0,10 (0,11)    | -0,24 (0,05)***  |
| $f_{za}: Q$      | +0,06 (0,10)    | -0,14 (0,11)    | +0,22 (0,05)***  |
| $f_{zt}: Q$      | -0,15 (0,10)    | -0,06 (0,11)    | -0,03 (0,05)     |
| $f_{zt}: l_{to}$ | +0,02 (0,10)    | +0,17 (0,11)    | +0,02 (0,04)     |
| $f_{zt}: l_b$    | +0,00 (0,10)    | +0,16 (0,14)    | -0,15 (0,04)**   |
| $f_{zt}: Q$      | -0,19 (0,10)    | +0,04 (0,14)    | +0,11 (0,04)*    |
| $vc: l_{to}$     | -0,15 (0,10)    | +0,15 (0,13)    | +0,02 (0,07)     |
| $vc: l_b$        | -0,03 (0,10)    | -0,21 (0,12)    | +0,04 (0,05)     |
| $vc: Q$          | -0,20 (0,10)    | -0,03 (0,12)    | -0,11 (0,07)     |
| $R^2$            | 0,98            | 0,99            | 0,99             |
| Adj. $R^2$       | 0,97            | 0,99            | 0,99             |

\*\*\* $p < 0,001$ ; \*\* $p < 0,01$ ; \* $p < 0,05$

as variáveis de processo apresentaram efeitos significativos lineares e quadráticos. Sendo que  $l_b$  é a variável de ruído que apresentou um efeito linear significativo, a interação  $f_{za} \times v_c$  é a única interação significativa das variáveis de processo e as interações  $f_{za} \times l_{to}$ ,  $f_{za} \times l_b$ ,  $f_{za} \times Q$ ,  $f_{zt} \times l_b$  e  $f_{zt} \times Q$  foram as interações processo  $\times$  ruído estatisticamente significativas. Todos os modelos apresentaram alta qualidade de ajuste, com  $R^2_{adj}$  igual a 97% ou superior. As implicações do processo desses efeitos significativos serão discutidas com auxílio dos gráficos de efeitos principais e das interações.

Na Figura 6.5 são mostrados os gráficos de efeitos principais para  $PA_1$ . Como observado anteriormente, a discussão se concentrará nos efeitos significativos. O avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ) apresentou um efeito significativo quadrático positivo, provocando aumento nos níveis de rugosidade, o que vai de encontro com vários trabalhos da literatura (FIGUEIREDO & BORDINASSI, 2009; SEVARAJ *et al.*, 2018; POLICENA *et al.*, 2018; AIRAO *et al.*, 2018). Já para o avanço axial por dente ( $f_{za}$ ) tem-se um ponto de mínimo em torno de  $0,15 \mu\text{m}/\text{dente}$ , pois em valores muito baixo deste avanço prejudica a rugosidade possivelmente pelo corte inadequado de material. Enquanto que a velocidade de corte ( $v_c$ ) apresentou um efeito significativo quadrático com concavidade para cima, sendo observado uma redução nos níveis de rugosidade nos níveis intermediários de velocidade de corte. Com relação aos efeitos significativos de ruído, o comprimento em balanço da ferramenta  $l_{to}$  apresentou um efeito linear positivo, já que o aumento do comprimento em balanço pode causar um aumento da deflexão da ferramenta e a obtenção de uma superfície mais rugosa. O efeito linear negativo da profundidade do furo  $l_b$  confronta a literatura, uma vez que o alisamento da superfície pelas arestas de corte tangenciais proporciona um número maior de voltas no início do furo (LI & LIU, 2013), que neste caso apresentou um efeito linear negativo na rugosidade.

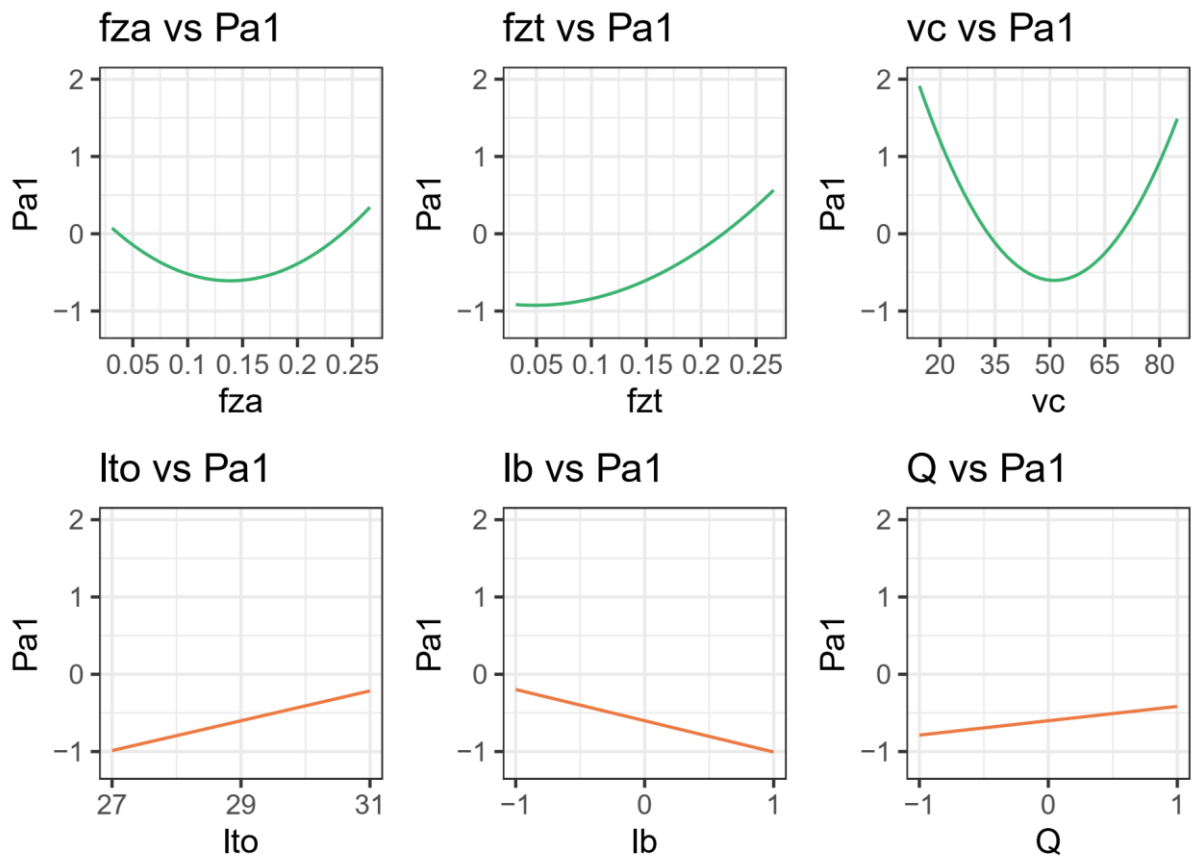


Figura 6.5. Gráfico de efeitos principais para  $PA_1$

Na Figura 6.6 são mostrados os gráficos de interação para  $PA_1$ . Conforme discutido anteriormente, somente a interação  $f_{za} \times l_{to}$  apresentou um efeito significativo. Como pode ser observado graficamente, altos níveis de  $f_{za}$  garantem a robustez dos resultados de rugosidade com relação à variação do comprimento do balanço da ferramenta e em relação à altura de medição ( $l_b$ ). Apesar de outras interações não terem sido estatisticamente significativas, uma vez que o modelo completo é considerado, elas contribuirão para a propagação de erros e a robustez. Alguns padrões de interações com linhas paralelas, como  $f_{zt} \times l_{to}$  e  $f_{zt} \times l_b$  são exemplos de casos que não contribuem para a robustez. No entanto, na maioria dos casos há um nível da variável de processo que diminui o efeito da variável de ruído na resposta, contribuindo para a robustez, como  $f_{zt} = 0,20$  mm/dente e  $v_c = 65$  m/min, que minimiza o efeito da variação do volume de fluido de corte na rugosidade. Neste caso, pode-se trabalhar com uma pequena vazão de fluido, o que torna o processo de fresamento helicoidal bem mais sustentável do que o processo de furação convencional.

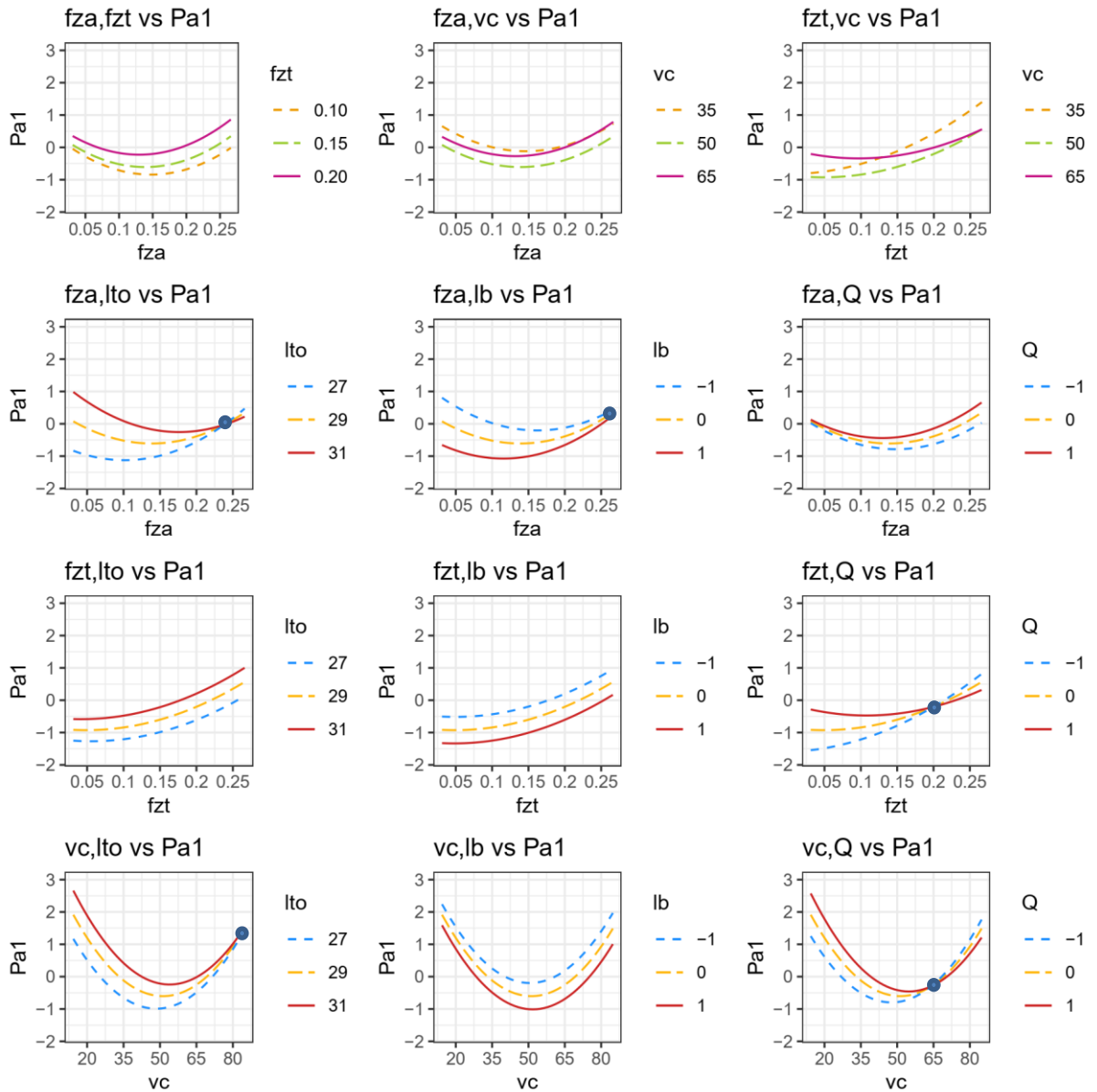


Figura 6.6. Gráfico de interações para  $PA_1$

Na Figura 6.7 são mostrados os gráficos de efeitos principais para  $PA_2$ . Considerando os efeitos significativos, em relação às variáveis de processo pode-se observar um efeito linear positivo do avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ) nas respostas de desvios geométricos. Espera-se que altos avanços na direção tangencial impliquem no aumento do erro geométrico, uma vez que a circularidade é medida no plano horizontal. A velocidade de corte ( $vc$ ) também apresentou um efeito linear significativo, provocando aumento dos desvios de circularidade e cilindricidade. Considerando os efeitos significativos do ruído, o  $l_{to}$  apresentou um efeito linear negativo, contrariando seu efeito positivo na rugosidade, pois quanto maior o balanço da

ferramenta, maior a tendência de vibração e maior deveria ser os erros geométricos. Apesar da altura da medida do furo ( $l_b$ ) não ter sido significativo, geralmente na medida da saída do furo tem-se um maior comprimento de contato da fresa com o furo e assim, menor valor do desvio geométrico. Na Figura 6.8 são mostrados os gráficos de interação para  $PA_2$ , e conforme observado na Tabela 6.5 todas as interações não foram significativas.

No entanto, graficamente é possível observar que algumas interações processo  $\times$  ruído são importantes para melhorar a robustez, como a interação  $v_c \times l_{to}$ , na qual baixos níveis de  $v_c$  garantem a robustez dos resultados de erro geométrico com relação ao comprimento em balanço da ferramenta. Além disso, foram considerados modelos de regressão completos e todas as interações processo-ruído terão uma contribuição na propagação de erros.

Observa-se pontos de robustez para os desvios geométricos nas interações das variáveis de controle e ruído  $f_{za} \times l_b$ ,  $f_{za} \times Q$ ,  $f_{zt} \times l_b$  e  $v_c \times l_b$ . O ponto de  $f_{za}$  e  $f_{zt}$  iguais a 0,15  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e 0,15  $\text{mm}/\text{dente}$  e  $v_c$  de 50  $\text{m}/\text{min}$  negligencia os efeitos da altura de medição do furo nos desvios geométricos. No entanto, a robustez do processo para avanços tangenciais por dente  $f_{zt}$  na ordem de 0,25  $\text{mm}/\text{dente}$ , o comprimento em balanço da ferramenta e a vazão de fluido não influenciam nos desvios geométricos.

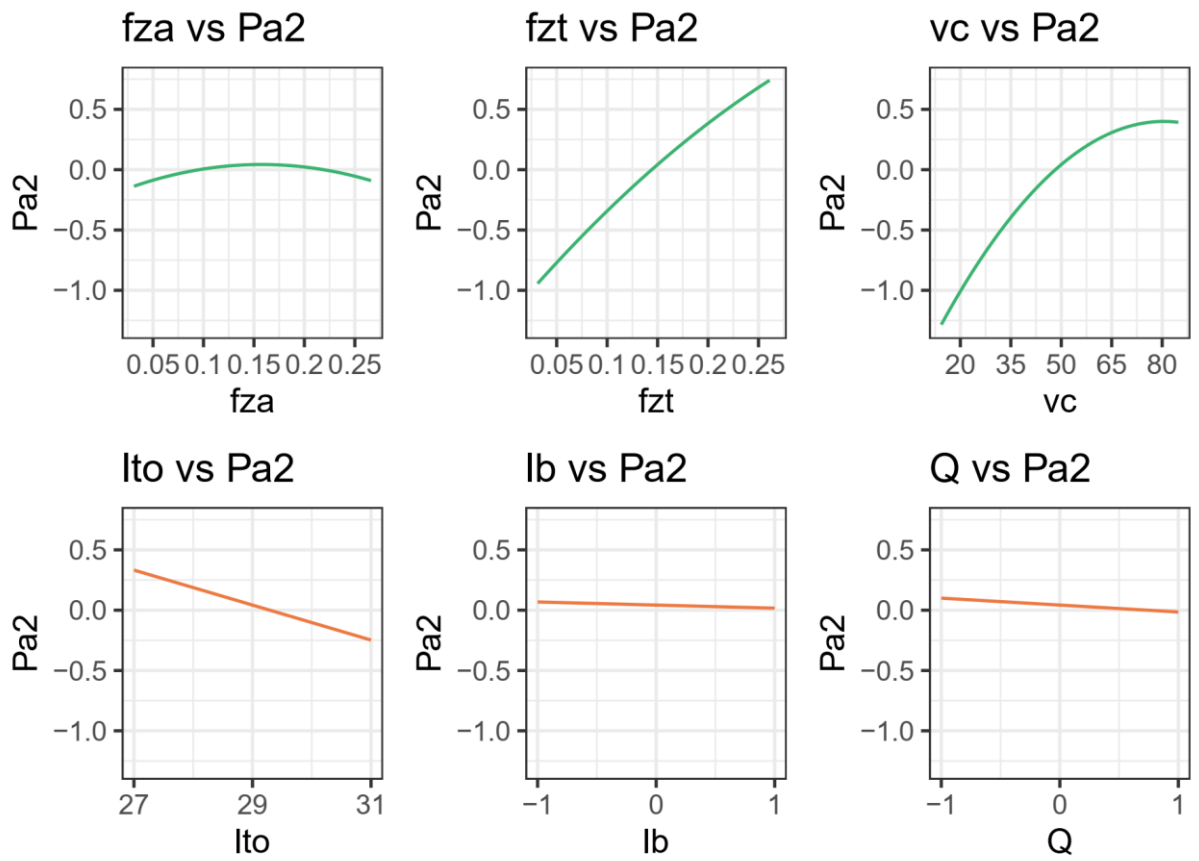


Figura 6.7. Gráfico dos efeitos principais para  $PA_2$

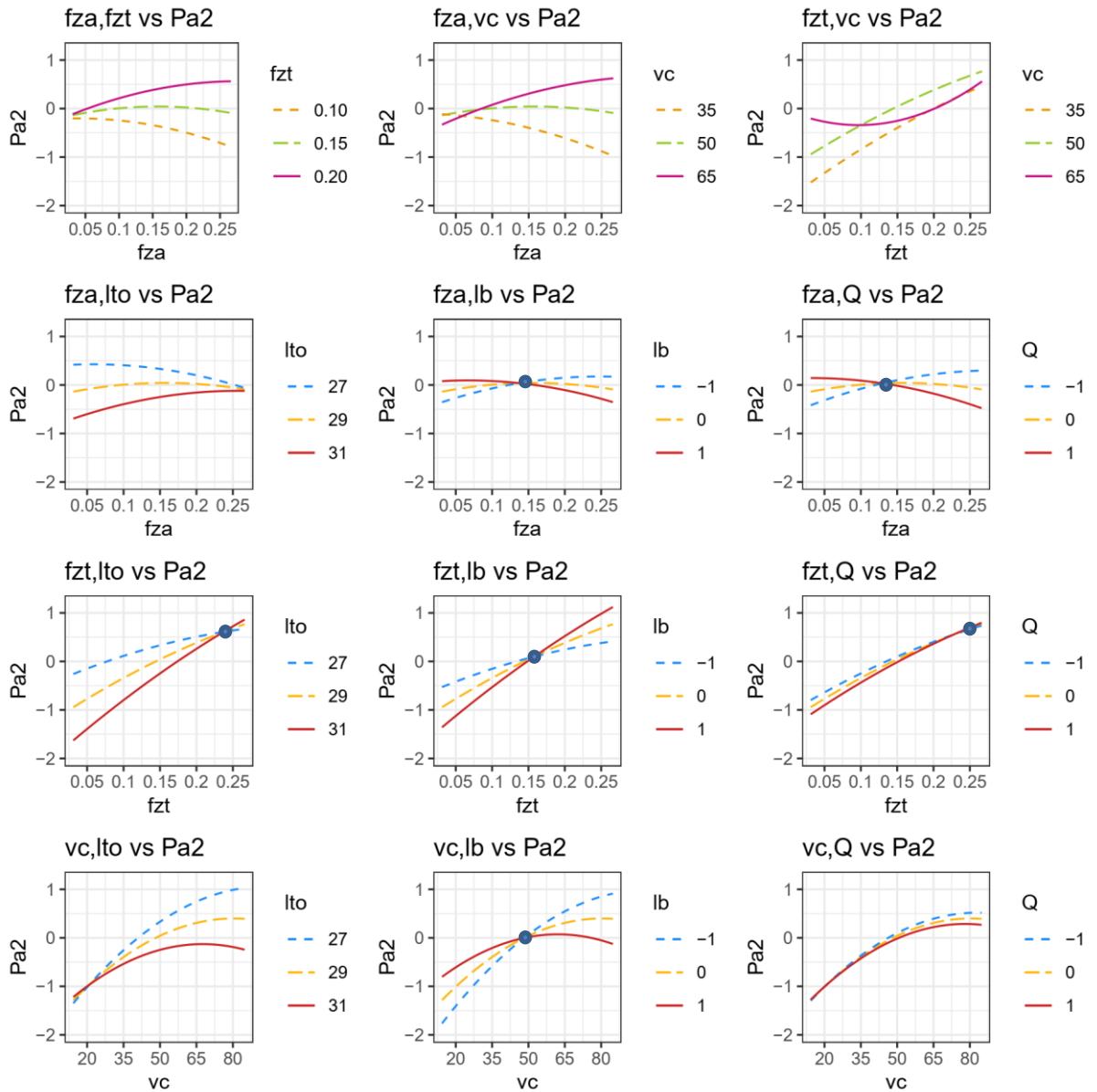


Figura 6.8. Gráfico das interações para  $PA_2$

Na Figura 6.9 são mostrados os gráficos de efeitos principais para  $PA_3$ . Todos os efeitos lineares e quadráticos das variáveis do processo foram estatisticamente significativos. Pode-se observar um efeito positivo de  $f_{za}$  em  $F_a$  devido ao fato do aumento do avanço axial proporcionar um aumento na profundidade de corte axial, medida na mesma direção da força. Já a variável  $f_{zt}$  apresentou efeito positivo até aproximadamente 0,2 mm/dente, proporcionando aumento nos níveis de força. Ao contrário, observou-se um efeito quadrático negativo de  $v_c$  nos níveis de força, pois com o aumento da velocidade de corte facilita o cisalhamento e a deformação do cavaco, diminuindo as componentes das forças de usinagem.

Em relação as variáveis de ruído, observa-se um efeito linear positivo de  $l_b$  e um efeito linear positivo de  $Q$ , que pode ser explicado possivelmente por um aumento da área de contato fresa/peça no final do furo no caso de  $l_b$ , e um aumento das forças em função da maior refrigeração da peça com maior vazão de fluido ( $Q$ ).

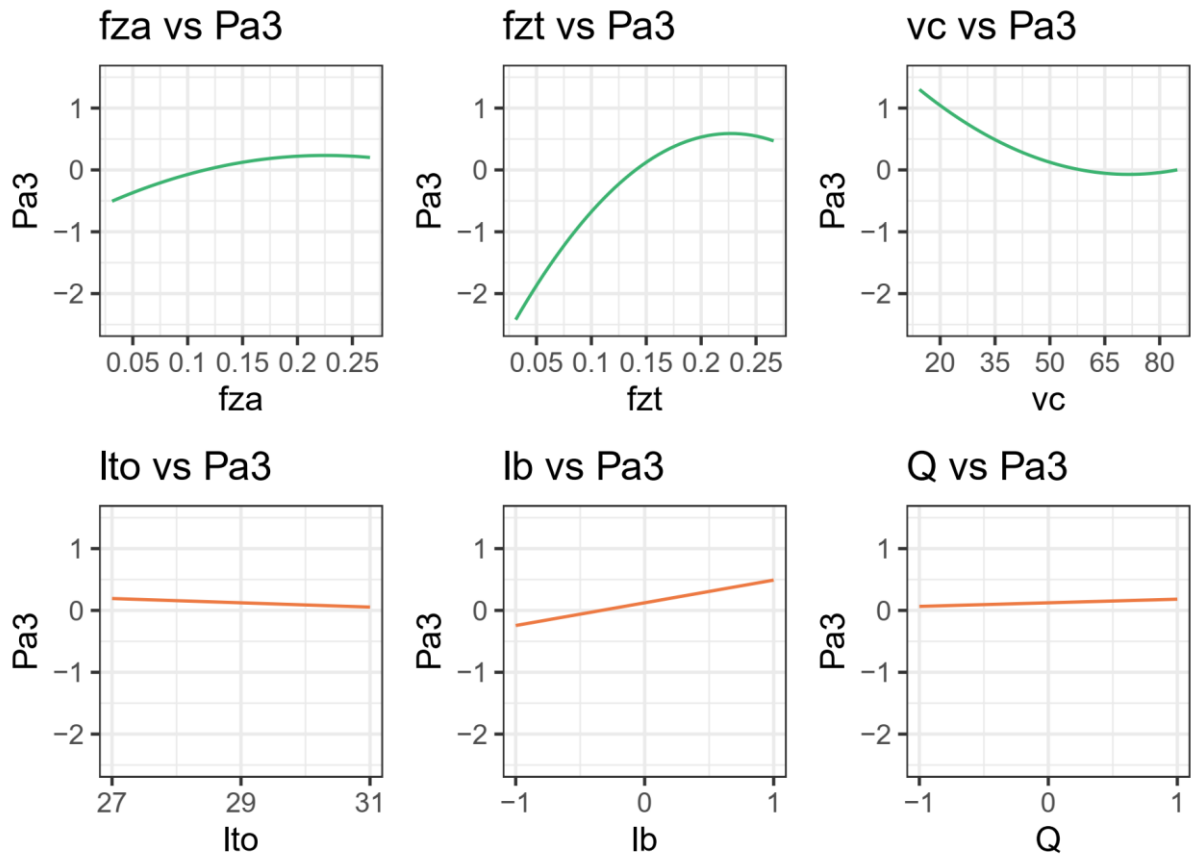


Figura 6.9. Gráfico de efeitos principais para  $PA_3$

Na Figura 6.10 são mostrados os gráficos de interação para  $PA_3$ . Considerando as interações do processo  $\times$  ruído significativas  $f_{za} \times v_c, f_{za} \times l_{to}, f_{za} \times l_b, f_{za} \times Q$ , o  $f_{za}$  apresentou uma interação significativa com todos os fatores de ruído. Em relação as interações  $f_{za} \times l_{to}, f_{za} \times l_b, f_{za} \times Q$ , na interação  $f_{za} \times l_{to}$  o nível de  $f_{za}$  que garante a robustez das forças em relação a  $l_{to}$  é aproximadamente 0,18  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , já na interação  $f_{za} \times l_b$  o nível de  $f_{za}$  que torna as forças robustas em relação ao ruído é aproximadamente 0,22  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , e na interação  $f_{za} \times Q$  a robustez ocorre próximo a  $f_{za}$  no ponto 0,14  $\mu\text{m}/\text{dente}$ . As interações  $f_{zt} \times l_{to}, f_{zt} \times Q$  também foram estatisticamente significativas. Na interação  $f_{zt} \times l_{to}$  o nível de  $f_{zt}$  que tornou as forças robustas em relação à  $l_{to}$  ocorreu em aproximadamente 0,25  $\text{mm}/\text{dente}$  e na interação  $f_{zt} \times Q$  próximo à 0,15  $\text{mm}/\text{dente}$ . Na interação  $v_c \times Q$  pode-se observar que a redução dos níveis de força nos

níveis de velocidade até 55 m/min, e neste ponto tem-se a minimização do efeito da vazão do fluido nas forças, o que deixa o processo de fresamento helicoidal mais sustentável.

Portanto, por meio da otimização será obtido o nível adequado de  $f_{za}$  para alcançar a robustez global, considerando o conflito entre essas três interações. Considerando a interação entre  $f_{zt}$  e  $l_b$ , níveis altos de  $f_{zt}$  permitem a robustez das forças de corte com relação à variação de  $l_b$ . No entanto, é importante observar que isso gerará altos níveis de componentes de forças. Esse conflito entre a média e a variância será corrigido por meio da otimização das funções da raiz do erro quadrático médio.

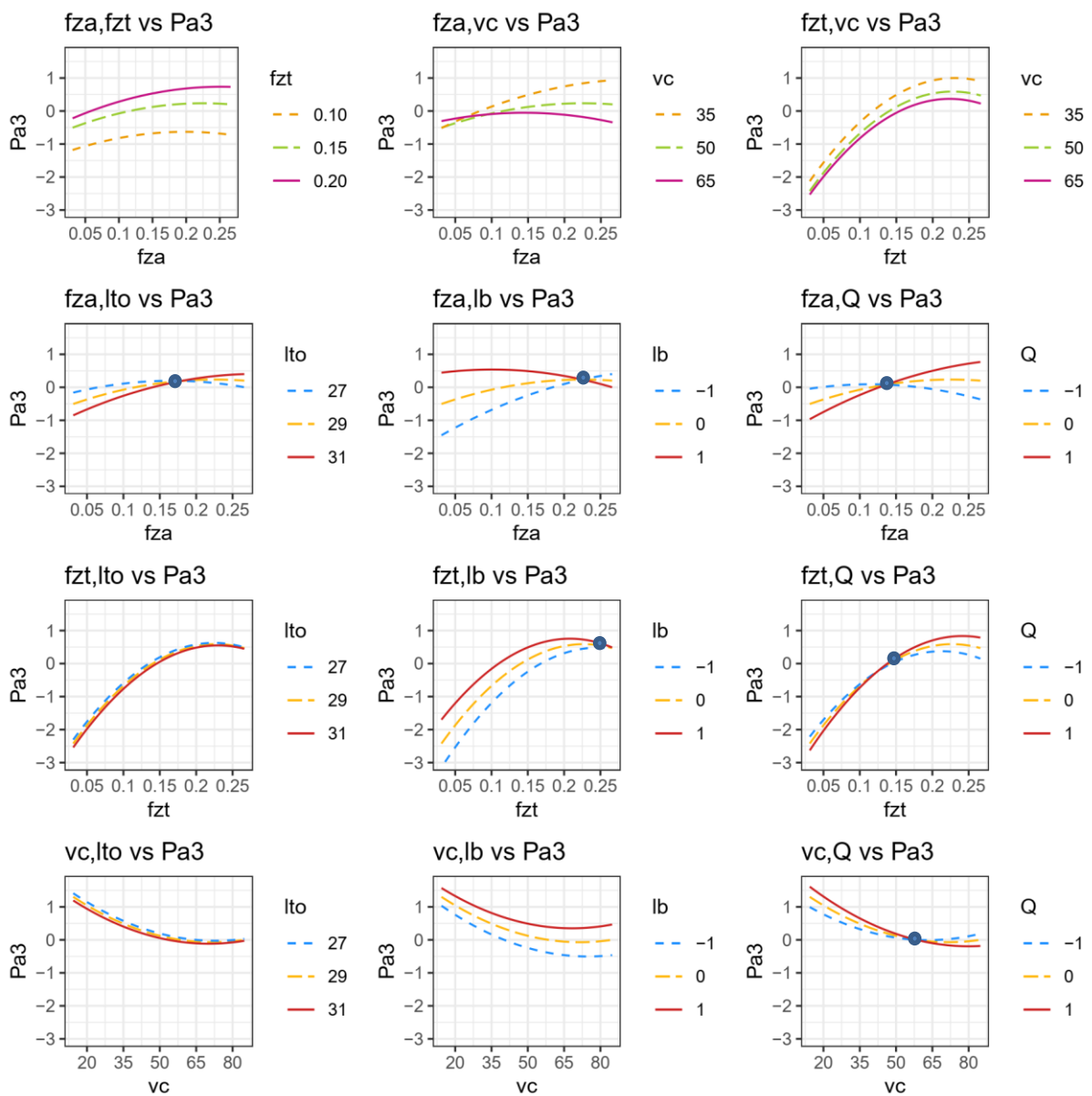


Figura 6.10. Gráfico das interações para  $PA_3$

Na Tabela 6.6 são apresentados os coeficientes médios do modelo para  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ . Esses coeficientes foram obtidos pela aplicação do operador de expectativa no modelo de resposta, sendo função apenas das variáveis de processo, conforme explicado na Seção 2.2. Os efeitos das variáveis de resposta nos modelos de média para cada resposta latente serão discutidos graficamente.

Tabela 6.6. Coeficientes médios do modelo para  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$

|        | $\beta_0$ | $\beta$   | B  |  |  |
|--------|-----------|---|--|--|--|
| $PA_1$ | -0,6014   | $\begin{pmatrix} 0,0658 \\ 0,3195 \\ -0,0671 \end{pmatrix}$ | $\begin{pmatrix} 0,1471 & 0,0256 & 0,0203 \\ 0,0256 & 0,0787 & -0,0762 \\ 0,0203 & -0,0762 & 0,4165 \end{pmatrix}$     |  |  |
| $PA_2$ | 0,0423    | $\begin{pmatrix} 0,0083 \\ 0,3629 \\ 0,3519 \end{pmatrix}$  | $\begin{pmatrix} -0,0283 & 0,0672 & 0,0967 \\ 0,0672 & -0,0218 & -0,0294 \\ 0,0967 & -0,0294 & -0,0866 \end{pmatrix}$  |  |  |
| $PA_3$ | 0,1236    | $\begin{pmatrix} 0,1476 \\ 0,6042 \\ -0,2714 \end{pmatrix}$ | $\begin{pmatrix} -0,0491 & 0,0262 & -0,0792 \\ 0,0262 & -0,1961 & -0,0144 \\ -0,0792 & -0,0144 & 0,0943 \end{pmatrix}$ |  |  |

Na Tabela 6.7 são apresentados os coeficientes do modelo de variância para  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ . Esses coeficientes foram obtidos pela aplicação do operador de variância no modelo de resposta, sendo função apenas das variáveis de processo, conforme explicado na Seção 2.2. Os efeitos das variáveis de resposta nos modelos de variância para cada resposta latente serão discutidos graficamente.

Tabela 6.7. Coeficientes do modelo de variância para  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ 

|        | $\sigma_{\varepsilon}^2$ | $\gamma$  | $\Delta$   |  |  |
|--------|--------------------------|---|--|--|--|
| $PA_1$ | 1,4586                   | $\begin{pmatrix} 0,3860 \\ -0,4045 \\ 0,1855 \end{pmatrix}$   | $\begin{pmatrix} -0,2199 \\ 0,0219 \\ -0,1516 \end{pmatrix}$ | $\begin{pmatrix} 0,1370 \\ 0,0028 \\ -0,0332 \end{pmatrix}$  | $\begin{pmatrix} 0,0554 \\ -0,1866 \\ -0,1995 \end{pmatrix}$ |
| $PA_2$ | 1,3076                   | $\begin{pmatrix} -0,2900 \\ -0,0257 \\ -0,0574 \end{pmatrix}$ | $\begin{pmatrix} -0,0283 \\ 0,0672 \\ 0,0967 \end{pmatrix}$  | $\begin{pmatrix} -0,1020 \\ 0,1636 \\ -0,2125 \end{pmatrix}$ | $\begin{pmatrix} -0,1422 \\ 0,0373 \\ -0,0288 \end{pmatrix}$ |
| $PA_3$ | 1,3028                   | $\begin{pmatrix} -0,0692 \\ 0,3672 \\ 0,0582 \end{pmatrix}$   | $\begin{pmatrix} 0,1156 \\ 0,0203 \\ 0,0169 \end{pmatrix}$   | $\begin{pmatrix} -0,2443 \\ -0,1496 \\ 0,0416 \end{pmatrix}$ | $\begin{pmatrix} 0,2187 \\ 0,0117 \\ -0,1053 \end{pmatrix}$  |

Na Figura 6.11 são mostrados os gráficos de média e desvio padrão para  $PA_1$  em função das variáveis do processo. É importante afirmar que esses gráficos consideram combinações em pares dos parâmetros do processo nas funções de média e desvio padrão, sendo que a variável do processo não considerada em cada gráfico é fixada no nível central. Na Tabela 6.8 são mostrados os valores mínimos dessa função  $E_{PA_1} = -0,9375$ , que garante a minimização da rugosidade. Os níveis dos parâmetros do processo que minimizam essa função são  $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt} = 0,07 \text{ mm/dente}$  e  $v_c = 46,80 \text{ m/min}$ . Quando se fala do desvio padrão do  $PA_1$ , considerando os resultados ótimos apresentados na Tabela 6.9, o desvio padrão mínimo do  $PA_1$  é  $S_{[PA_1]} = 1,2281$ , obtido com  $f_{za} = 0,23 \mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt} = 0,18 \text{ mm/dente}$  e  $v_c = 56,66 \text{ m/min}$ , o que permite a robustez em relação às variáveis de ruído consideradas.

Na Figura 6.12 são mostrados os gráficos de média e desvio padrão para  $PA_2$  em função das variáveis do processo. O mínimo dessa função, que é o valor-alvo para o desvio geométrico, é  $E_{PA_2} = -1,1963$ , que é alcançado com  $f_{za} = 0,18 \mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt} = 0,10 \text{ mm/dente}$  e  $v_c = 31,44 \text{ m/min}$ , garantindo a minimização da média de  $PA_2$ . A robustez é obtida por meio de  $f_{za} = 0,17 \mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt} = 0,23 \text{ mm/dente}$  e  $v_c = 57,94 \text{ m/min}$ , que são os valores dos parâmetros do processo da função de variância do  $PA_2$ , garantindo o desvio padrão mínimo do  $PA_2$ ,  $S_{[PA_2]} = 1,1500$ .

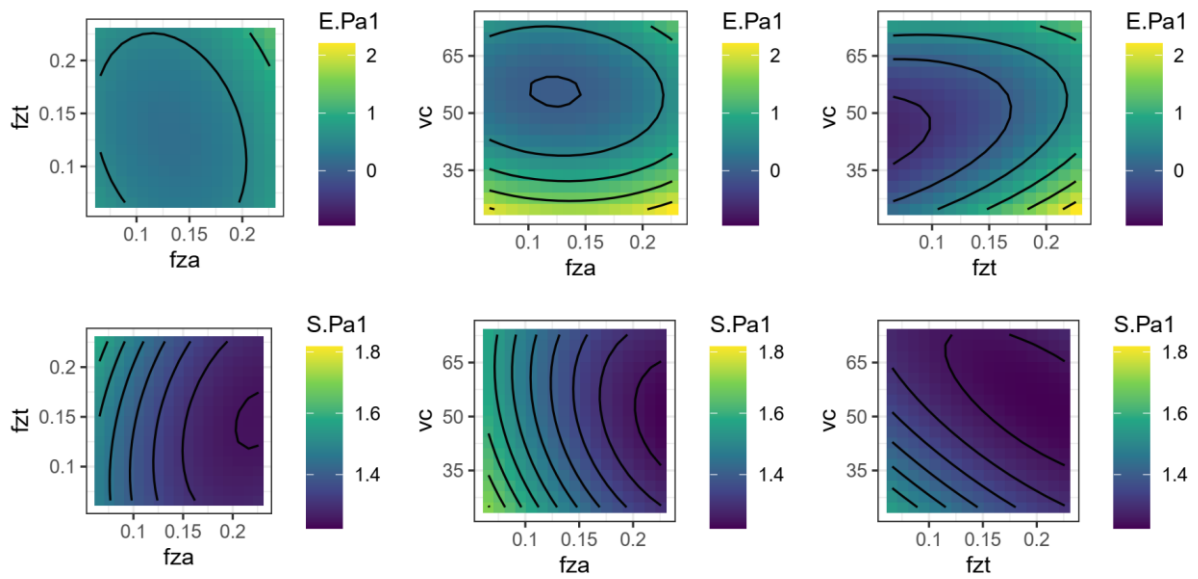


Figura 6.11. Gráfico de média e desvio padrão para  $PA_1$

Tabela 6.8. Valores-alvo obtidos por meio da minimização da função média

| Função      | $T_E$   | $f_{za}$              | $f_{zt}$            | $v_c$            |
|-------------|---------|-----------------------|---------------------|------------------|
|             | -       | $[\mu\text{m/dente}]$ | $[\text{mm/dente}]$ | $[\text{m/min}]$ |
| $E_{[PA1]}$ | -0,9375 | 0,15                  | 0,07                | 46,80            |
| $E_{[PA2]}$ | -1,1963 | 0,18                  | 0,10                | 31,44            |
| $E_{[PA3]}$ | -1,4741 | 0,15                  | 0,07                | 53,48            |

Tabela 6.9. Valores mínimos do desvio padrão

| Função      | $M_{\min}\{S\}$ | $f_{za}$              | $f_{zt}$            | $v_c$            |
|-------------|-----------------|-----------------------|---------------------|------------------|
|             | -               | $[\mu\text{m/dente}]$ | $[\text{mm/dente}]$ | $[\text{m/min}]$ |
| $S_{[PA1]}$ | 1,2281          | 0,23                  | 0,18                | 56,66            |
| $S_{[PA2]}$ | 1,1500          | 0,17                  | 0,23                | 57,94            |
| $S_{[PA3]}$ | 1,1607          | 0,18                  | 0,20                | 69,77            |

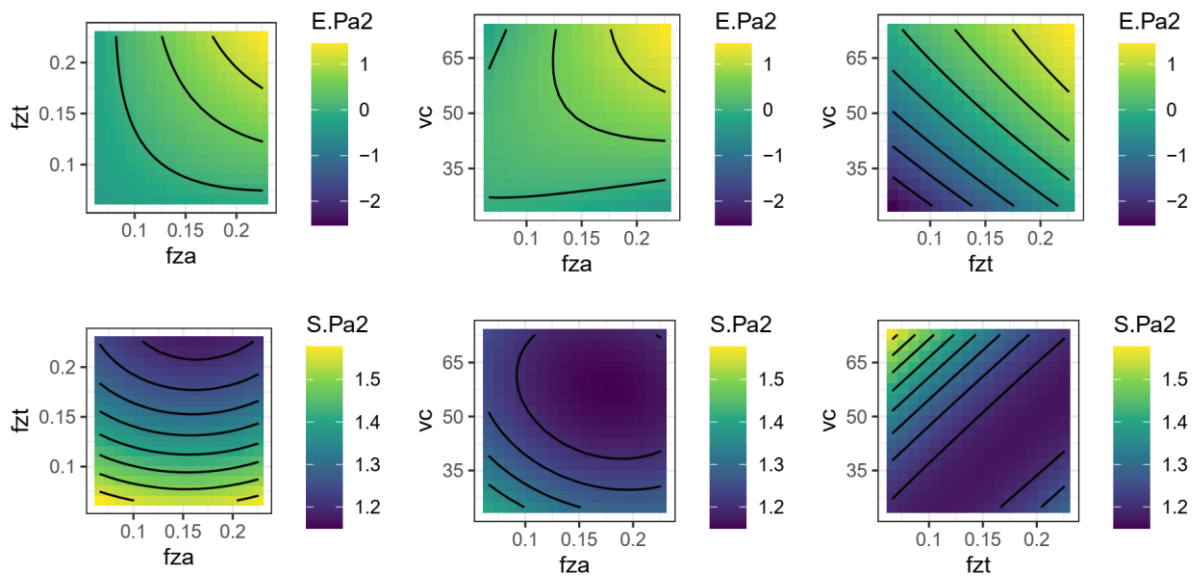


Figura 6.12. Gráfico de média e desvio padrão para  $PA_2$

Na Figura 6.13 são mostrados os gráficos de média e desvio padrão para  $PA_3$  em função das variáveis do processo. Os níveis das variáveis de processo  $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt} = 0,07 \text{ mm/dente}$  e  $v_c = 53,48 \text{ m/min}$  são os níveis que minimizam o  $PA_3$ , ou seja o  $E_{PA_3}$  alvo, que está relacionado com as componentes das forças. Valores de  $f_{za} = 0,18 \mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt} = 0,20 \text{ mm/dente}$  e  $v_c = 69,77 \text{ m/min}$  garantem o desvio padrão mínimo do  $PA_3$ ,  $S_{PA_3} = 1,1607$ , e estão relacionados à robustez do processo à variação de ruído no  $PA_3$ .

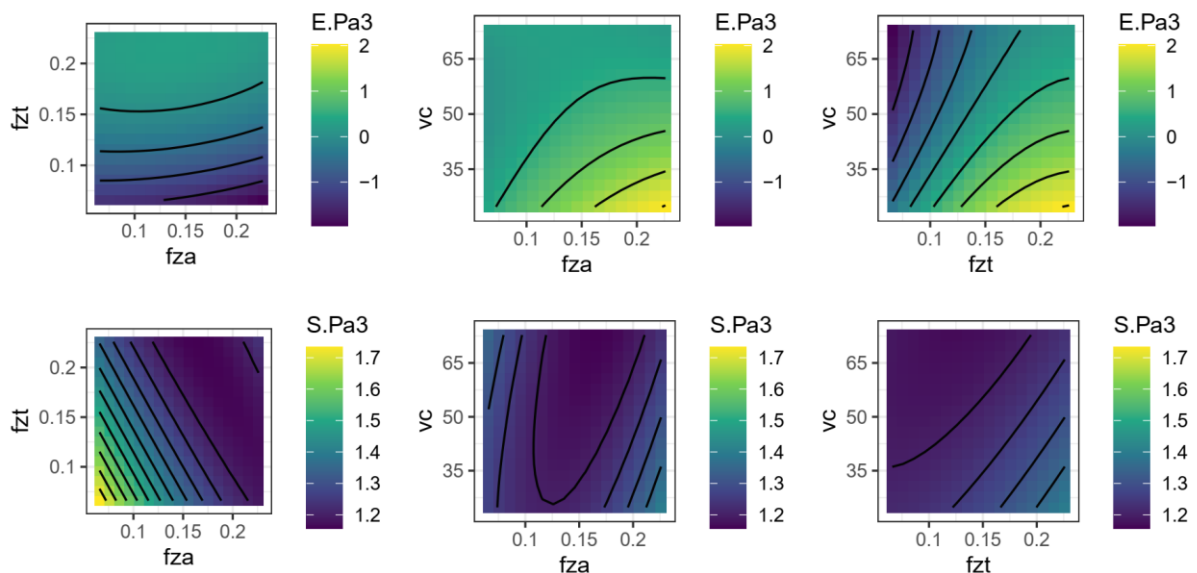


Figura 6.13. Gráficos de média e desvio padrão para  $PA_3$

Nas Figuras 6.14, 6.15 e 6.16 são mostrados os gráficos de RMSE para  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ . RMSE é raiz quadrada das equações de MSE para os três modelos na forma da Equação 3.11, considerando, portanto os modelos de média e variância. Por meio da minimização desses modelos é possível obter um bom equilíbrio entre a aproximação da média ao alvo e a minimização da variância, garantindo a minimização do viés e a robustez do processo. Como esses modelos representam, respectivamente, rugosidades, desvios geométricos e componentes das forças, e são modelados considerando variáveis latentes ortogonais, eles não estão correlacionados e a solução ótima para cada um deles será diferente. Portanto, a otimização multiobjetivo deve ser empregada para fornecer soluções Pareto ótimas que gerenciem o *trade-off* entre elas.

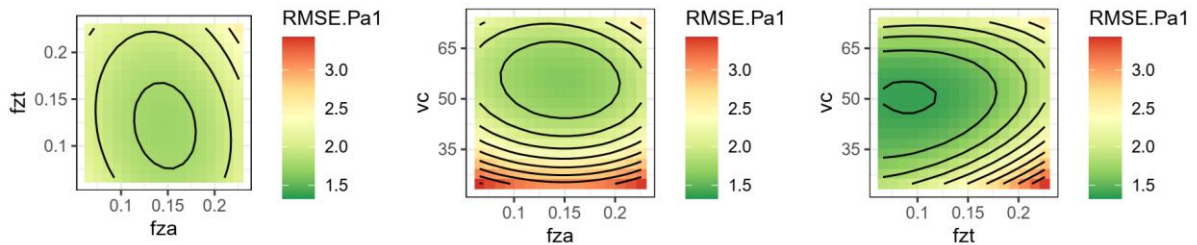


Figura 6.14. Gráfico da função RMSE para  $PA_1$

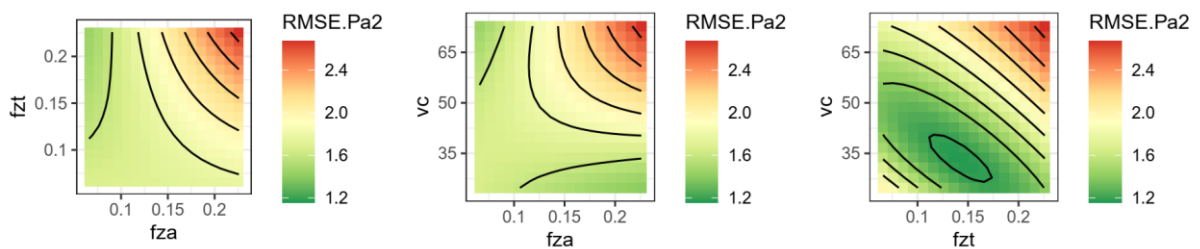


Figura 6.15. Gráfico da função RMSE para  $PA_2$

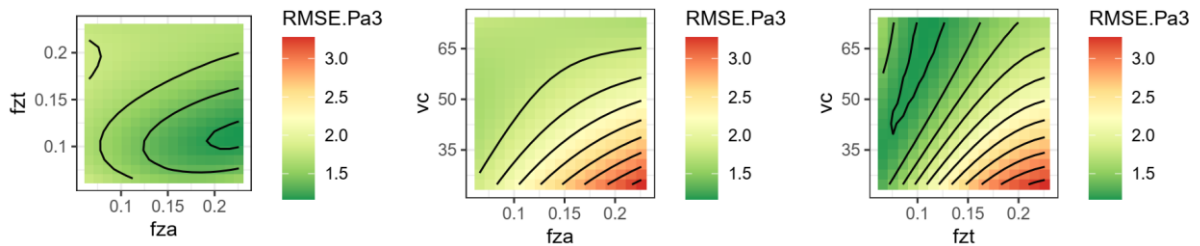
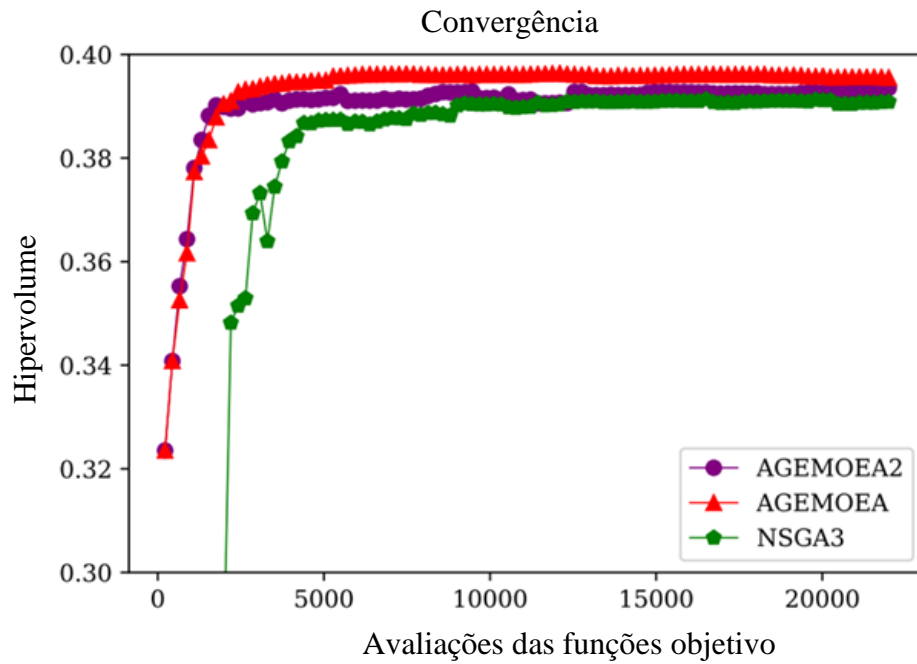


Figura 6.16. Gráfico da função RMSE para  $PA_3$

### 6.3 Otimização Evolutiva Multiobjetivo

Os últimos passos do fluxograma da Figura 4.1 estão relacionados com a otimização multiobjetivo. Na Figura 6.17 é ilustrado o desempenho dos métodos na resolução do problema de otimização de três objetivos, onde a métrica de hipervolume é considerada. A Figura 6.17-a mostra a convergência do hipervolume de uma realização de cada algoritmo considerado na otimização de três objetivos. Como pode ser observado, o método AGE-MOEA alcançou o maior hipervolume, seguido pelo AGE-MOEA-II e NSGA-III. Foram efetuadas cinco realizações de cada método para uma comparação justa do hipervolume. A Figura 6.17-b mostra os *box-plots* para comparar a distribuição do hipervolume dos métodos, com valores médios plotados com o ponto azul. Como pode ser observado, o AGE-MOEA apresentou valores elevados e foi mais estável em termos de distribuição do hipervolume. Portanto, as soluções pelo método AGE-MOEA apresentam mais qualidade em termos de diversidade das soluções e proximidade com a verdadeira fronteira de Pareto desconhecida.



(a) Convergência de uma realização dos métodos

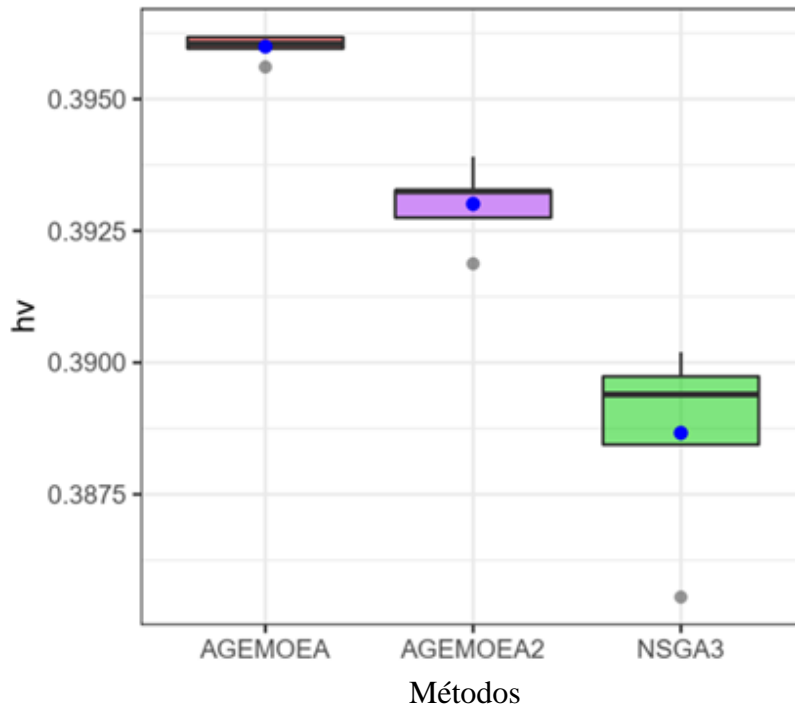
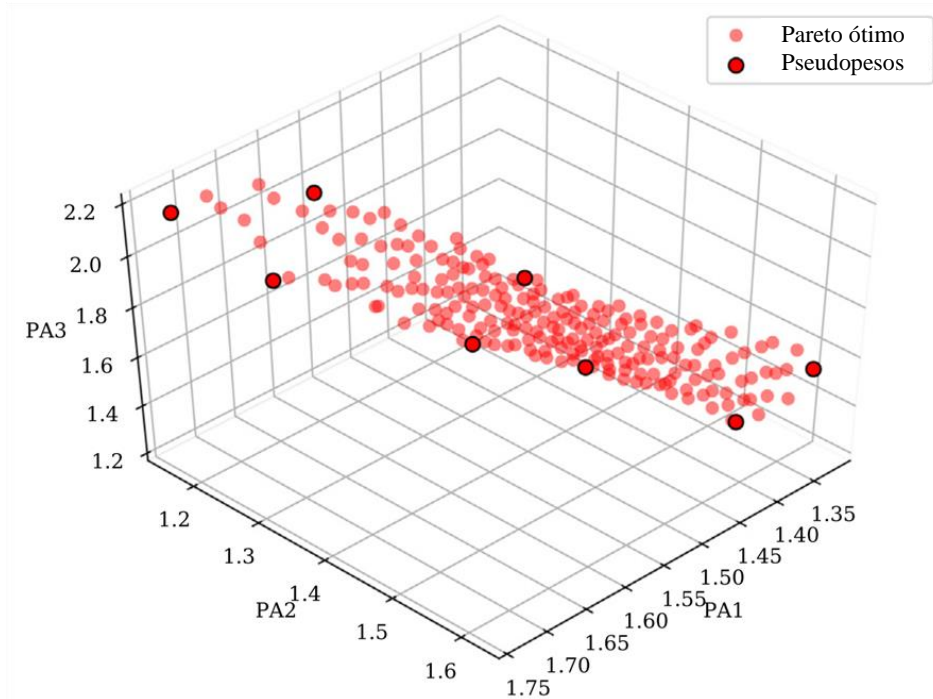
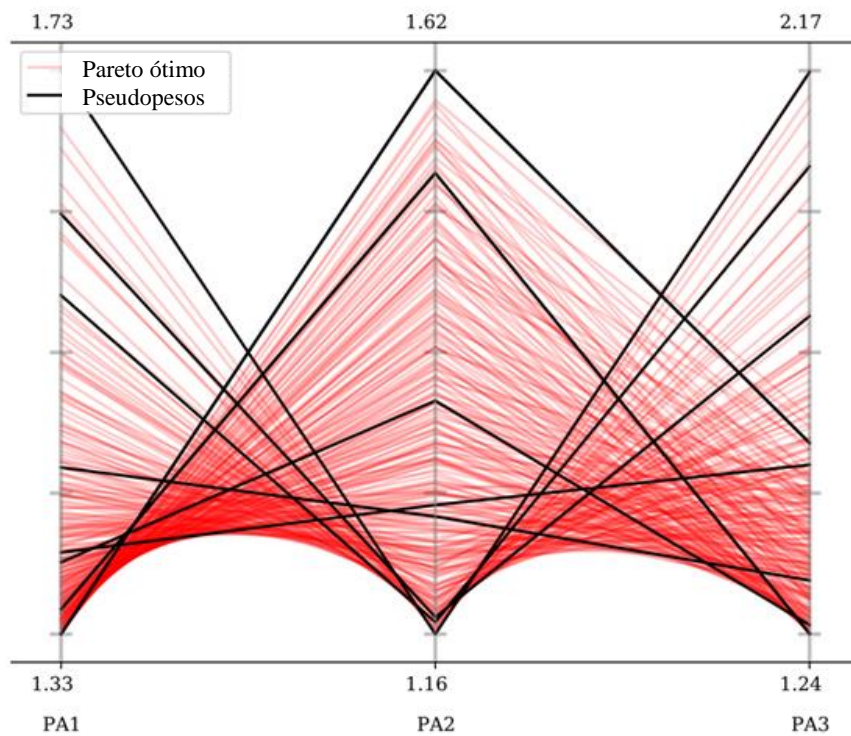
(b) *Box-plot* de cinco realizações dos métodos

Figura 6.17. Hipervolume dos métodos para a otimização com três objetivos

Na Figura 6.18 é mostrada a fronteira de Pareto para o problema de otimização de três objetivos, obtida através do método AGE-MOEA. Este problema explorou o *trade-off* entre  $RMSE_{PA1}$ ,  $RMSE_{PA2}$  e  $RMSE_{PA3}$  que representam, respectivamente, respostas de rugosidades, respostas de desvio geométrico e respostas de componentes das forças, considerando viés e variância. Foram obtidas 220 soluções de Pareto ótimas. Essas soluções são robustas em relação ao comprimento em balanço da ferramenta, à profundidade de medição do furo e ao volume de fluido de corte. Para melhor discutir os resultados, alguns cenários foram selecionados através da abordagem de pseudo-pesos. Foram buscados dez cenários, porém oito soluções foram obtidas, pois dois cenários relataram resultados repetidos. Na Figura 6.18-a é mostrada a fronteira de Pareto plotada através de um gráfico de dispersão 3D. As soluções de Pareto ótimas são plotadas em círculos vermelhos com as soluções selecionadas através de pseudopesos destacadas com borda de cor preta. Na Figura 6.18-b é mostrada a fronteira de Pareto traçada através de um gráfico de coordenadas paralelas. As soluções Pareto ótimas são plotadas em linhas vermelhas claras, e as soluções selecionadas através de pseudopesos destacadas em linhas pretas. Considerando todos os pontos/retas, é possível observar que as soluções Pareto ótimas apresentam uma boa distribuição, explorando bem o espaço de soluções. Tomando as soluções selecionadas destacadas em preto, é possível perceber que elas apresentam cenários distintos com *trade-offs* significativos entre rugosidade, desvio geométricos e forças.



(a) Fronteira de Pareto



(b) Gráfico de coordenadas paralelas

Figura 6.18. Gráficos de soluções de pareto ótimas para otimização com três objetivos resolvidos através do método AGE-MOEA.

As soluções selecionadas através de pseudopesos estão resumidas na Tabela 6.10, onde além dos pesos, são fornecidos os níveis dos parâmetros de fresamento helicoidal em escalas codificada, decodificada e as soluções Pareto ótimas robustas. Como pode ser observado, os resultados fornecidos ajudam o tomador de decisão a obter uma solução adequada para situações específicas de planejamento de processo. Por exemplo, considerando a solução da primeira linha da tabela abaixo, que dá importância total ( $w_1 = 1$ ) ao  $RMSE_{PA1}$ , é possível ver que ela obteve o melhor resultado para  $RMSE_{PA1}$ , com o pior resultado para  $RMSE_{PA2}$  e um resultado de inferior a intermediário para  $RMSE_{PA3}$ . Portanto, ao otimizar a rugosidade obtém-se o pior resultado de circularidade/cilindricidade, com resultados intermediários das componentes das forças. É importante lembrar que os melhores resultados quando se trata de modelos robustos estão relacionados não apenas à aproximação da média ao valor alvo, mas também à minimização da variância. Isso fará com que os resultados sejam menos sensíveis às variáveis de ruído. O gráfico de coordenadas paralelas pode auxiliar na seleção das soluções. No fresamento helicoidal existe um equilíbrio entre rugosidade e circularidade, devido à cinemática deste processo. A rugosidade é medida na direção da orientação axial do furo, enquanto a circularidade é medida ortogonalmente a esta direção. A solução da linha 2 dá total importância ao  $RMSE_{PA2}$ , obtendo o melhor resultado para circularidade com os piores para rugosidade e componentes das forças. Por fim, a solução da linha 3 dá total importância ao  $RMSE_{PA3}$ , obtendo a menor componente das forças, com resultado um pouco inferior ao pior resultado para  $RMSE_{PA2}$ , e próximo do melhor resultado para  $RMSE_{PA1}$ . Outros cenários podem ser explorados de acordo com as preferências do engenheiro de fabricação.

Tabela 6.10. Soluções selecionadas através de pseudopesos na otimização com três objetivos

| <i>PW</i> | Pseudo-pesos |       |       | Níveis codificados |       |       | Níveis decodificados |          |       | Soluções Pareto (RMSE) |        |        |
|-----------|--------------|-------|-------|--------------------|-------|-------|----------------------|----------|-------|------------------------|--------|--------|
|           | $w_1$        | $w_2$ | $w_3$ | $x_1$              | $x_2$ | $x_3$ | $f_{za}$             | $f_{zt}$ | $v_c$ | $PA_1$                 | $PA_2$ | $PA_3$ |
| 1         | 1,00         | 0,00  | 0,00  | 0,70               | -0,74 | 0,29  | 0,18                 | 0,11     | 54,41 | 1,33                   | 1,62   | 1,55   |
| 2         | 0,00         | 1,00  | 0,00  | 0,66               | -0,70 | -1,38 | 0,18                 | 0,12     | 29,30 | 1,73                   | 1,16   | 2,17   |
| 3         | 0,00         | 0,00  | 1,00  | 0,78               | -1,41 | 0,42  | 0,19                 | 0,08     | 56,33 | 1,35                   | 1,54   | 1,24   |
| 4         | 0,67         | 0,33  | 0,00  | 1,03               | -1,10 | -0,46 | 0,20                 | 0,10     | 43,14 | 1,39                   | 1,27   | 1,52   |
| 5         | 0,33         | 0,67  | 0,00  | 1,00               | -0,78 | -1,09 | 0,20                 | 0,11     | 33,67 | 1,57                   | 1,17   | 2,01   |
| 6         | 0,00         | 0,67  | 0,33  | 0,27               | -1,06 | -1,28 | 0,16                 | 0,10     | 30,87 | 1,63                   | 1,18   | 1,76   |
| 7         | 0,00         | 0,33  | 0,67  | 0,32               | -1,52 | -0,62 | 0,17                 | 0,07     | 40,76 | 1,45                   | 1,26   | 1,32   |
| 8         | 0,33         | 0,33  | 0,33  | 0,62               | -1,55 | -0,13 | 0,18                 | 0,07     | 48,05 | 1,38                   | 1,35   | 1,25   |

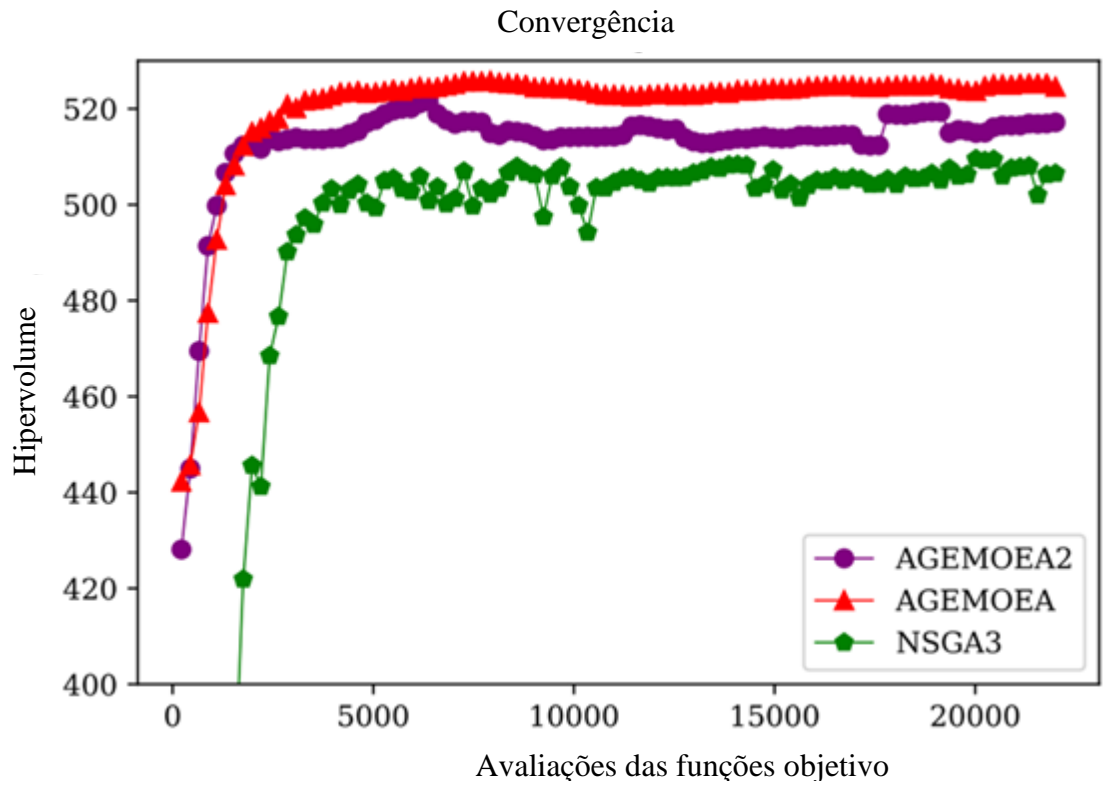
Tabela 6.11. Parâmetros operacionais e respostas estimadas - soluções para três objetivos

| $PW$ | $ap^*$ | $n$      | $v_f$  | $\hat{R}_a$ | $\hat{R}_z$ | $\hat{F}_a$ | $\hat{F}_r$ | $\hat{R}_{ont}$ | $\hat{C}_{ylt}$ |
|------|--------|----------|--------|-------------|-------------|-------------|-------------|-----------------|-----------------|
| 1    | 0,09   | 1.732,08 | 348,24 | 0,16        | 0,98        | 0,43        | 0,24        | 17,08           | 14,19           |
| 2    | 0,09   | 932,59   | 191,02 | 0,19        | 1,14        | 0,57        | 0,27        | 13,69           | 11,37           |
| 3    | 0,13   | 1.792,95 | 252,63 | 0,15        | 0,91        | 0,34        | 0,21        | 16,14           | 13,26           |
| 4    | 0,12   | 1.373,22 | 232,01 | 0,15        | 0,95        | 0,43        | 0,23        | 14,49           | 12,08           |
| 5    | 0,10   | 1.071,72 | 211,10 | 0,18        | 1,08        | 0,54        | 0,26        | 13,70           | 11,43           |
| 6    | 0,10   | 982,54   | 169,30 | 0,17        | 1,04        | 0,49        | 0,25        | 13,66           | 11,34           |
| 7    | 0,13   | 1.297,31 | 171,09 | 0,14        | 0,87        | 0,37        | 0,21        | 14,01           | 11,65           |
| 8    | 0,14   | 1.529,44 | 196,73 | 0,14        | 0,86        | 0,34        | 0,21        | 14,70           | 12,18           |

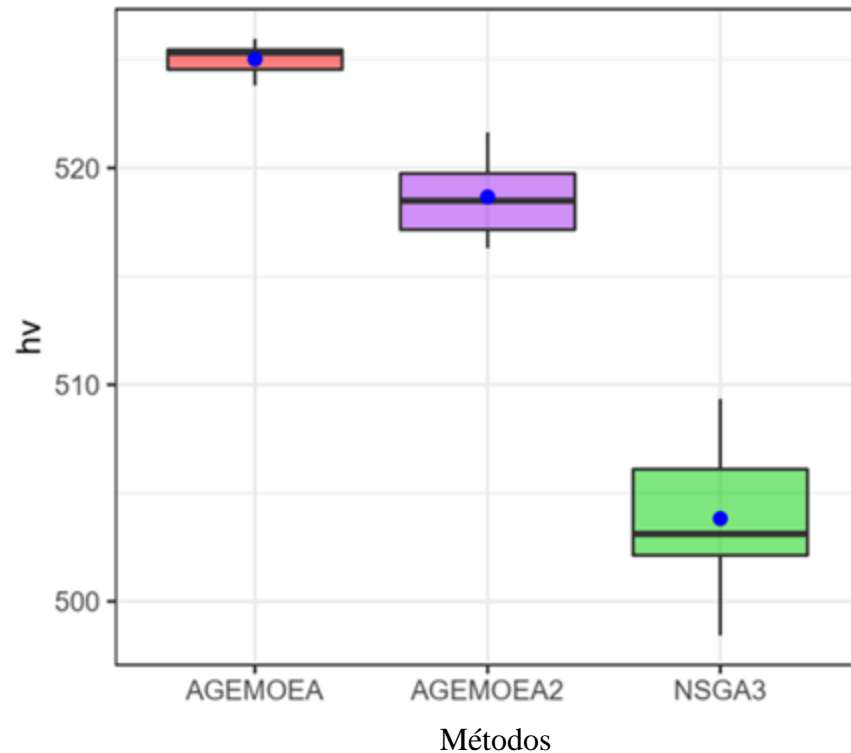
Para viabilizar o planejamento do processo e a programação CNC, os níveis de variáveis de processo importantes para a programação de trajetórias ótimas no fresamento helicoidal são fornecidos na Tabela 6.11, para as oito soluções selecionadas através de pseudopesos. Esses níveis foram obtidos aplicando as Equações 2.2, 2.3, 2.4, 2.6 e 2.7 com as condições de corte fornecidas na Tabela 6.10. Esses níveis de parâmetros podem ser implementados diretamente em processos de fresamento helicoidal em aço inoxidável super duplex UNS S32760. As soluções selecionadas são condições ótimas robustas para rugosidade, desvio geométrico e forças. A robustez significa que essas respostas são menos sensíveis à variação do comprimento em balanço da ferramenta, da altura de medida do furo e do volume de fluido de corte. As respostas observadas também foram estimadas, considerando o conjunto ótimo de Pareto e o modelo fatorial. Para isso, primeiramente foram obtidos os resultados médios de  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$  através da Equação 3.9 e dos coeficientes apresentados na Tabela 6.7. Na sequência utiliza-se o modelo fatorial para retornar às unidades originais,  $\hat{Y} = \mathbf{LF} + \boldsymbol{\mu}$ , o que dá ao experimentador a possibilidade de avaliar e selecionar o cenário adequado robusto, considerando o resultado esperado das respostas originais.

Para abordar a produtividade do processo de fresamento helicoidal na fabricação de furos em aço inoxidável super duplex, também foi resolvido um problema de otimização de quatro objetivos, com uma função determinística adicional para modelar a taxa de remoção de material. Na Figura 6.19 é mostrado o desempenho dos métodos considerando a métrica de hipervolume. Para uma comparação justa, uma vez que os métodos de otimização evolutivos são probabilísticos, foram realizadas cinco realizações para comparar o desempenho através do hipervolume. Na Figura 6.19-a é mostrada a convergência de uma realização dos algoritmos no problema de quatro objetivos. Na Figura 6.19-b são mostrados os *box-plots* confirmando que o método AGE-MOEA apresentou resultados de alto hipervolume com baixa dispersão nos

resultados. O método AGE-MOEA apresentou o melhor resultado para resolver o problema de quatro objetivos. Portanto, o método AGE-MOEA apresentou melhores resultados tanto para otimização de três como de quatro objetivos.



(a) Convergência de uma realização dos métodos



(b) Box-plot de cinco realizações dos métodos

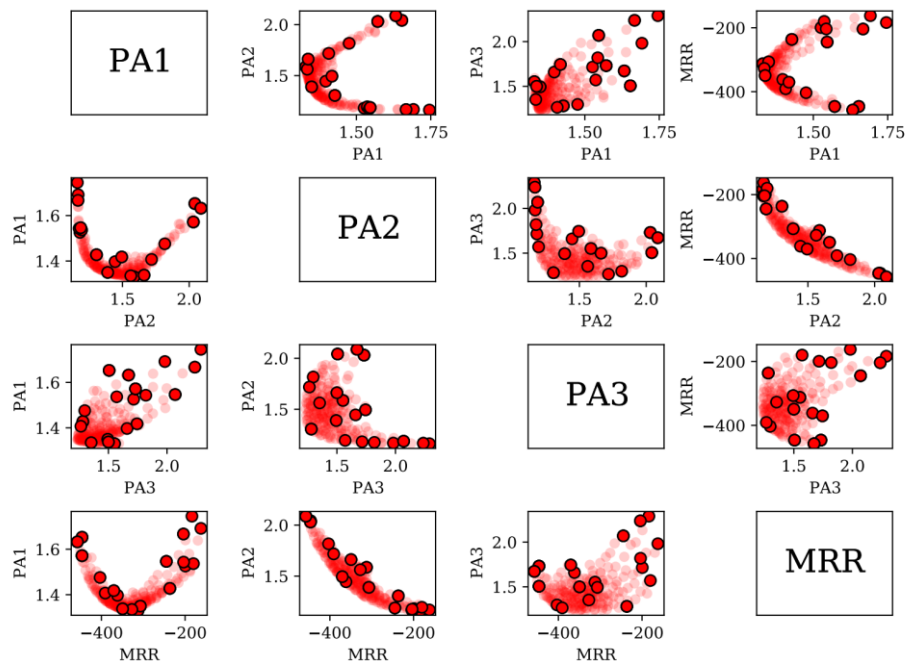
Figura 6.19. Hipervolume dos métodos para a otimização de quatro objetivos

A Figura 6.20 mostra a fronteira de Pareto para o caso de otimização de quatro objetivos, obtida pelo método AGE-MOEA. Nesse problema de otimização, além de considerar as funções RMSE das variáveis latentes é adicionada uma função determinística que considera a taxa de remoção de material (MRR). Através desta otimização são obtidas soluções ótimas de Pareto robustas para gerenciar o *trade-off* entre rugosidade, desvio geométrico, forças e produtividade.

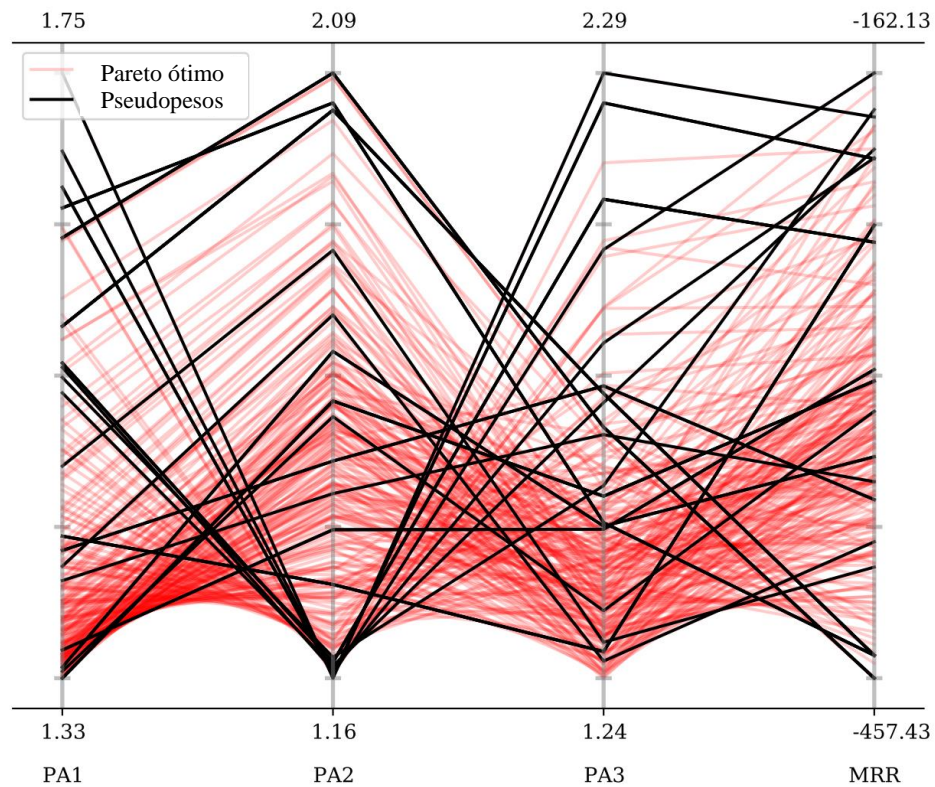
Como quatro objetivos são considerados, os gráficos de dispersão aos pares são considerados na Figura 6.20-a e o gráfico de coordenadas paralelas na Figura 6.20-b. Neste último gráfico, os resultados de MRR estão em sinal negativo, assim como as demais funções, para permitir a interpretabilidade. Minimizar o negativo de uma função corresponde à maximização. Em ambos os gráficos são destacadas as soluções obtidas através de pseudopesos. Neste caso, foram buscados 35 cenários, porém foram obtidas 18 soluções com *trade-offs* significativos. Estas soluções estão resumidas na Tabela 6.12, onde os pesos, os níveis dos parâmetros e as soluções Pareto ótimas são fornecidos. Esses resultados ajudam o tomador de

decisão a obter uma solução adequada para um cenário de produção específico de interesse. O resultado que proporcionou a maior produtividade foi obtido através dos pesos representados na última está nas 3 últimas linhas da Tabela 6.12. Como pode ser observado, auxiliado pelo gráfico de coordenadas paralelas, este resultado resultou em  $RMSE_{PA3}$  pouco inferior ao intermediário, o pior resultado de  $RMSE_{PA2}$ , e quase o pior resultado da  $RMSE_{PA1}$ . Portanto, ao buscar obter os melhores resultados de produtividade, os resultados de qualidade do furo, em termos de rugosidade e circularidade/cilindricidade e de componentes das forças não serão os melhores. O melhor resultado para cada função em ambas as otimizações é representado na linha com o respectivo peso igual a um.

Através da abordagem de modelagem e otimização proposta, é possível estudar os cenários selecionados para escolher aquele que proporcione um bom equilíbrio entre os objetivos conflitantes. Por exemplo, há uma solução que entrega  $RMSE_{PA1} = 1,34$ , muito próximo do melhor resultado desta função,  $RMSE_{PA2} = 1,66$  e  $RMSE_{PA3} = 1,50$ , que são apenas 0,25 em uma proporção superior ao melhor valor para esses objetivos, considerando sua faixa ótima de Pareto, e  $MRR = 349,38 \text{ mm}^3/\text{min}$ , que é um bom nível de produtividade, considerando a gama de soluções ótimas de Pareto.



(a) Fronteiras de Pareto aos pares



(b) Gráfico de coordenadas paralelas

Figura 6.20. Gráficos de soluções de Pareto ótimas para otimização com quatro objetivos resolvidos através do método AGE-MOEA.

Tabela 6.12. Soluções selecionadas com pseudopesos na otimização com quatro objetivos

| $PW$ | Pseudo-pesos |       |       |       | Níveis codificados |       |       | Níveis decodificados |          |       | Soluções Pareto (RMSE) |        |        |        |
|------|--------------|-------|-------|-------|--------------------|-------|-------|----------------------|----------|-------|------------------------|--------|--------|--------|
|      | $w_1$        | $w_2$ | $w_3$ | $w_4$ | $x_1$              | $x_2$ | $x_3$ | $f_{za}$             | $f_{zt}$ | $v_c$ | $PA_1$                 | $PA_2$ | $PA_3$ | $MRR$  |
| 1    | 1,00         | 0,00  | 0,00  | 0,00  | 0,62               | -0,77 | 0,21  | 0,18                 | 0,11     | 53,21 | 1,33                   | 1,59   | 1,55   | 312,39 |
| 2    | 0,75         | 0,25  | 0,00  | 0,00  | 0,95               | -0,99 | -0,14 | 0,20                 | 0,10     | 47,97 | 1,35                   | 1,39   | 1,49   | 306,79 |
| 3    | 0,50         | 0,50  | 0,00  | 0,00  | 1,22               | -0,66 | -0,95 | 0,21                 | 0,12     | 35,78 | 1,55                   | 1,19   | 2,07   | 244,68 |
| 4    | 0,25         | 0,75  | 0,00  | 0,00  | 0,96               | -0,57 | -1,22 | 0,20                 | 0,12     | 31,76 | 1,67                   | 1,17   | 2,24   | 203,92 |
| 5    | 0,00         | 1,00  | 0,00  | 0,00  | 0,81               | -0,56 | -1,35 | 0,19                 | 0,12     | 29736 | 1,75                   | 1,16   | 2,29   | 183,59 |
| 6    | 0,25         | 0,50  | 0,25  | 0,00  | 0,61               | -1,08 | -1,06 | 0,18                 | 0,10     | 37,07 | 1,53                   | 1,18   | 1,72   | 199,35 |
| 7    | 0,00         | 0,75  | 0,25  | 0,00  | 0,38               | -0,84 | -1,36 | 0,17                 | 0,11     | 29,65 | 1,69                   | 1,17   | 1,98   | 162,13 |
| 8    | 0,50         | 0,00  | 0,50  | 0,00  | 0,67               | -1,11 | 0,34  | 0,18                 | 0,09     | 55,10 | 1,33                   | 1,56   | 1,35   | 327,17 |
| 9    | 0,25         | 0,25  | 0,50  | 0,00  | 0,31               | -1,60 | -0,39 | 0,17                 | 0,07     | 44,14 | 1,43                   | 1,31   | 1,28   | 236,37 |
| 10   | 0,00         | 0,50  | 0,50  | 0,00  | 0,26               | -1,23 | -1,06 | 0,16                 | 0,09     | 34,06 | 1,54                   | 1,19   | 1,57   | 180,00 |
| 11   | 0,00         | 0,00  | 1,00  | 0,00  | 1,03               | -0,50 | 1,23  | 0,20                 | 0,12     | 68,41 | 1,65                   | 2,04   | 1,51   | 446,29 |
| 12   | 0,75         | 0,00  | 0,00  | 0,25  | 0,82               | -0,78 | 0,43  | 0,19                 | 0,11     | 56,51 | 1,34                   | 1,66   | 1,50   | 349,38 |

|    |      |      |      |      |      |       |       |      |      |       |      |      |      |        |
|----|------|------|------|------|------|-------|-------|------|------|-------|------|------|------|--------|
| 13 | 0,50 | 0,25 | 0,00 | 0,25 | 1,58 | -0,56 | -0,01 | 0,23 | 0,12 | 49,87 | 1,42 | 1,49 | 1,74 | 370,31 |
| 14 | 0,25 | 0,25 | 0,25 | 0,25 | 1,52 | -0,70 | -0,04 | 0,23 | 0,11 | 49,33 | 1,40 | 1,44 | 1,66 | 361,54 |
| 15 | 0,00 | 0,50 | 0,25 | 0,25 | 0,74 | -0,98 | -1,09 | 0,19 | 0,10 | 33,58 | 1,54 | 1,18 | 1,82 | 203,56 |
| 16 | 0,25 | 0,00 | 0,50 | 0,25 | 0,82 | -1,07 | 1,01  | 0,19 | 0,10 | 65,14 | 1,48 | 1,82 | 1,30 | 403,23 |
| 17 | 0,00 | 0,25 | 0,50 | 0,25 | 0,80 | -1,18 | 0,81  | 0,19 | 0,09 | 62,08 | 1,41 | 1,72 | 1,26 | 390,87 |
| 18 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1,00 | 1,32 | -0,18 | 1,02  | 0,22 | 0,14 | 65,31 | 1,63 | 2,09 | 1,67 | 457,43 |

Tabela 6.13. Parâmetros e respostas estimadas de soluções selecionadas para quatro objetivos

| $PW$ | $a_p^*$ | $n$      | $v_f$  | $\hat{R}_a$ | $\hat{R}_z$ | $\hat{F}_a$ | $\hat{F}_r$ | $\hat{R}_{on_t}$ | $\hat{C}_{yl_t}$ |
|------|---------|----------|--------|-------------|-------------|-------------|-------------|------------------|------------------|
| 1    | 0,09    | 1.693,73 | 331,22 | 0,16        | 0,96        | 0,43        | 0,24        | 16,86            | 14,03            |
| 2    | 0,11    | 1.526,93 | 271,46 | 0,15        | 0,95        | 0,43        | 0,23        | 15,55            | 12,95            |
| 3    | 0,10    | 1.138,91 | 242,97 | 0,18        | 1,09        | 0,55        | 0,26        | 14,11            | 11,77            |
| 4    | 0,09    | 1.010,95 | 215,67 | 0,19        | 1,14        | 0,58        | 0,27        | 13,96            | 11,63            |
| 5    | 0,09    | 946,34   | 201,89 | 0,19        | 1,16        | 0,59        | 0,28        | 13,88            | 11,53            |
| 6    | 0,10    | 1.084,48 | 192,80 | 0,16        | 1,00        | 0,48        | 0,24        | 13,58            | 11,33            |
| 7    | 0,09    | 943,79   | 184,56 | 0,18        | 1,10        | 0,54        | 0,26        | 13,80            | 11,45            |
| 8    | 0,11    | 1.753,89 | 280,62 | 0,15        | 0,93        | 0,39        | 0,22        | 16,52            | 13,67            |
| 9    | 0,14    | 1.405,02 | 174,85 | 0,14        | 0,85        | 0,34        | 0,21        | 14,35            | 11,90            |
| 10   | 0,10    | 1.084,16 | 173,47 | 0,16        | 0,97        | 0,45        | 0,23        | 13,75            | 11,44            |
| 11   | 0,09    | 2.177,56 | 464,55 | 0,19        | 1,15        | 0,45        | 0,25        | 19,60            | 15,91            |
| 12   | 0,10    | 1.798,77 | 351,76 | 0,16        | 0,99        | 0,43        | 0,24        | 17,29            | 14,31            |
| 13   | 0,11    | 1.587,41 | 338,65 | 0,17        | 1,06        | 0,48        | 0,25        | 16,59            | 13,73            |
| 14   | 0,10    | 1.798,77 | 351,76 | 0,16        | 0,99        | 0,43        | 0,24        | 17,29            | 14,31            |
| 15   | 0,12    | 1.570,22 | 307,07 | 0,17        | 1,03        | 0,47        | 0,25        | 16,19            | 13,41            |
| 16   | 0,11    | 1.068,88 | 190,03 | 0,17        | 1,03        | 0,50        | 0,25        | 13,57            | 11,32            |
| 17   | 0,11    | 2.073,47 | 368,62 | 0,17        | 1,04        | 0,38        | 0,23        | 18,07            | 14,70            |
| 18   | 0,09    | 2.078,88 | 517,41 | 0,19        | 1,17        | 0,48        | 0,26        | 19,91            | 16,23            |

Na Tabela 6.13 são apresentados os níveis dos parâmetros operacionais de máquina para a operação de fresamento helicoidal associados aos resultados da Tabela 6.12. Como feito para o problema de três objetivos, as respostas originais também são estimadas através do modelo fatorial, considerando as estimativas médias do modelo para as variáveis latentes. Como pode ser observado, há uma variação significativa nos intervalos de  $a_p^*$ ,  $n$  e  $v_f$ . É importante lembrar que  $a_p^*$  é a máxima profundidade de corte axial no fresamento helicoidal, que consiste no passo do caminho helicoidal, e que  $v_f$  é a velocidade de avanço no centro da ferramenta. Por meio dessas duas tabelas, o engenheiro de fabricação pode selecionar as condições de corte considerando vários cenários para a produção de furos. Essas soluções são condições ótimas robustas, pois fornecem níveis de parâmetros que darão resultados com pequena sensibilidade

aos fatores de ruído considerados, ou seja, o comprimento em balanço da ferramenta, a profundidade de medição do furo e o volume de fluido de corte.

Cada resposta estudada tem seu próprio significado e importância. No entanto, a correlação poderia acarretar dificuldades na otimização. A aplicação da análise fatorial ajudou na redução de dimensionalidade e evita redundância na modelagem e otimização. Em vez de obter modelos diretamente considerando as variáveis latentes relacionadas ao conjunto de respostas em função das variáveis do processo, as variáveis de ruído são controladas no procedimento experimental para permitir a robustez do processo.

Em situações de chão de fábrica, estas variáveis de ruído não serão fixas e poderão implicar uma variabilidade superior ao esperado. A aplicação do PPR permite não só a aproximação dos modelos de médias das variáveis latentes ao alvo, mas também a minimização concomitante dos modelos de variância, que estão em função das variáveis do processo, mas propagam as informações de erro considerando as variáveis de ruído. O efeito da robustez pode ser avaliado em outros resultados relacionados aos originais. Por exemplo, as componentes das forças no fresamento helicoidal estão relacionadas a vários aspectos do desempenho do processo. Quanto maiores as componentes das forças, maior a quantidade de calor gerado, maior a temperatura de corte e o desgaste da ferramenta, o consumo de energia e os custos de usinagem.

## 6.4 Considerações finais do capítulo

Os resultados deste trabalho evidenciados neste capítulo apresentaram as modelagens matemáticas e a otimização robusta multivariada do fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760. As análises e otimizações foram realizadas envolvendo inicialmente as variáveis originais ( $Ra$ ,  $Rz$ ,  $Fa$ ,  $Fr$ ,  $Ront$  e  $Cylt$ ), e posteriormente os fatores rotacionados ( $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ ) relacionados a estas, além das funções da raiz do Erro Quadrático Médio (RMSE). Foram utilizados os métodos NGSA III, AGE-MOEA e AGE-MOEA-II, sendo o segundo considerado ao final a melhor alternativa para obter a fronteira de Pareto e o pontos ótimos destacados. As conclusões serão apresentadas no próximo capítulo.

## Capítulo 7

### Conclusões

Neste trabalho foi proposta uma abordagem para modelagem robusta e otimização evolutiva multiobjetivo de processos multivariados. A abordagem foi aplicada no fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760. A análise fatorial foi utilizada para redução de dimensionalidade e obtenção de variáveis latentes não correlacionadas relacionadas às respostas originais. O Projeto de parâmetro robusto (PPR) e a Metodologia de superfície de resposta (MSR) foram utilizados para obter modelos robustos e considerar a variabilidade do ruído nas variáveis latentes. Foram utilizados métodos de otimização multiobjetivo evolutiva para aproximação da fronteira de Pareto.

Foram realizados ensaios de fresamento helicoidal para furação do aço inoxidável super duplex UNS S32760, seguindo um projeto composto central. O projeto experimental combinou variáveis de processo e de ruído. Devido à estrutura de correlação significativa do conjunto de respostas foi realizada uma análise fatorial para redução de dimensionalidade e contabilização de covariância. Por meio do método de extração por eixos principais e da rotação varimax foram obtidos três fatores:  $PA_1$  relacionado às respostas de rugosidades,  $PA_2$  relacionado às respostas de desvios geométricos e  $PA_3$  relacionado às respostas das componentes das forças. As cargas elevadas foram obtidas para relacionar as respostas de rugosidade e desvio geométrico com  $PA_1$  e  $PA_2$ , respectivamente. A força resultante ( $F_r$ ) obteve carga moderada com  $PA_1$ . Os escores das variáveis latentes foram usadas e avaliadas no modelo fatorial para estimar as respostas originais e confirmar a boa aproximação do modelo fatorial obtido. As respostas de rugosidade e desvio geométrico apresentaram  $R^2 > 0,92$ , enquanto a força axial ( $F_a$ ) apresentou  $R^2 = 0,62$  e  $F_r$ ,  $R^2 = 0,77$ . Os resultados moderados da previsão das respostas de força estão relacionados às cargas moderadas dessas respostas no fator  $PA_3$  e na complexa estrutura de correlação dos dados. De forma geral, a aproximação do modelo fatorial às variáveis observadas foi considerada muito satisfatória.

Foram obtidos modelos de resposta para as variáveis latentes  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$ , com coeficiente de determinação  $R^2 \geq 0,98$ , e os efeitos significativos foram discutidos. As interações entre variáveis de processo e ruído foram destacadas devido à sua importância para a robustez. Modelos de média e variância foram obtidos para as variáveis latentes  $PA_1$ ,  $PA_2$  e  $PA_3$  por meio da propagação do erro. Por meio desses modelos foram obtidas as equações de

$RMSE$  para os três fatores, isto é,  $RMSE_{PA1}$ ,  $RMSE_{PA2}$  e  $RMSE_{PA3}$ . Essas equações são modelos robustos em função de variáveis do processo, que levaram em consideração o viés e a variância.

Quanto à influência das variáveis de controle/ruído, sobre as rugosidades ( $PA_1$ ), verificou-se que o avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ) e a velocidade de corte ( $v_c$ ), foram os parâmetros mais significativos. Com relação aos efeitos significativos de ruído, o comprimento em balanço da ferramenta,  $l_{to}$ , e a profundidade do furo,  $l_b$ , foram os que mais influenciaram.

Em relação aos desvios geométricos ( $PA_2$ ), a robustez do processo ocorre para avanços tangenciais por dente  $f_{zt}$  na ordem de 0,25 mm/dente, onde o comprimento em balanço da ferramenta e a vazão de fluido não influenciam nos desvios geométricos, o que viabiliza a sustentabilidade deste processo de usinagem

Para as componentes das forças ( $PA_3$ ), o avanço axial por dente ( $f_{za}$ ) apresentou interação significativa com todos os fatores de ruído. Para  $f_{za}$  na ordem de 0,18  $\mu\text{m/dente}$  garantiu a robustez das forças em relação a  $l_{to}$ , já na interação  $f_{za} \times l_b$  o nível de  $f_{za}$  que torna as forças robustas em relação ao ruído é de aproximadamente 0,22  $\mu\text{m/dente}$ , e na interação  $f_{za} \times Q$  a robustez ocorre próximo a  $f_{za}$  de 0,14  $\mu\text{m/dente}$ . Na interação  $f_{zt} \times l_{to}$  o nível de  $f_{zt}$  de 0,25 mm/dente tornou as forças robustas em relação à  $l_{to}$ , e na interação  $f_{zt} \times Q$  próximo à 0,15 mm/dente. Na interação  $v_c \times Q$  pode-se observar a redução dos níveis de forças nas velocidades de corte de até 55 m/min, e neste ponto tem-se a minimização do efeito da vazão do fluido nas forças, confirmando a sustentabilidade do fresamento helicoidal deste material.

Os valores de rugosidade média ( $Ra$ ) medidos variaram entre 0,0982 e 0,2838  $\mu\text{m}$ , com valor médio de 0,1915  $\mu\text{m}$ . A rugosidade máxima ( $Rz$ ) apresentou valor médio de 1,1502  $\mu\text{m}$ , valor mínimo igual a 0,6460  $\mu\text{m}$  e valor máximo igual a 1,7307  $\mu\text{m}$ . Valores estes considerados bastante satisfatórios para acabamento de furos neste material de baixa usinabilidade. A componente de força de corte axial ( $Fa$ ) apresentou uma média igual a 0,5168 kN, um valor mínimo igual a 0,0737 kN e um valor máximo igual a 0,8645 kN. A componente da força de corte resultante no plano xy ( $Fr$ ) apresentou uma média igual a 0,2644 kN, um valor mínimo igual a 0,1264 kN e um valor máximo igual a 0,3491 kN. A circularidade total ( $Ront$ ) apresentou uma média igual a 18,12  $\mu\text{m}$ , um valor mínimo igual a 10,79  $\mu\text{m}$  e um valor máximo igual a 32,48  $\mu\text{m}$  e por fim, a cilindridade total  $Cylt$  apresentou uma média igual a 14,01  $\mu\text{m}$ , um valor mínimo igual a 8,61  $\mu\text{m}$  e um valor máximo igual a 24,63  $\mu\text{m}$ . Portanto, constata-se que os resultados obtidos para as rugosidades, desvios de circularidade e cilindridade foram

relativamente baixos, considerando a reduzida usinabilidade e toda dificuldade na obtenção de furos no aço inoxidável super duplex UNS S32760.

A otimização evolutiva multiobjetivo das funções multivariadas robustas foi realizada por meio dos métodos NSGA-III, AGE-MOEA, e AGE-MOEA-II. O método AGE-MOEA apresentou o melhor resultado considerando a métrica do hipervolume para a otimização de três e quatro objetivos. O primeiro cenário considerado levou em conta as três funções  $RMSE_{PA1}$ ,  $RMSE_{PA2}$  e  $RMSE_{PA3}$ , relacionadas às rugosidades, desvios geométricos e às componentes das forças. O segundo cenário levou em consideração uma resposta adicional, a taxa de remoção de material, para contabilizar a produtividade. A abordagem de pseudopesos foi aplicada em ambas as otimizações para escolher alguns cenários importantes, considerando os pesos desejados que representam a preferência por alguma resposta em detrimento de outra. As respostas originais foram recuperadas para os resultados de Pareto ótimos considerando o modelo fatorial. Os resultados obtidos proporcionam diversas possibilidades de planejamento do processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760.

### **7.1- Sugestões para trabalhos futuros**

Como sugestão para o desenvolvimento de trabalhos futuros, pode-se verificar as possibilidades relacionadas ao processo de fresamento helicoidal e aos métodos utilizados. Algumas sugestões são apresentadas a seguir:

- Estudar o processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760 em altas velocidades de corte;
- Abordar o fresamento helicoidal em outros aços inoxidáveis;
- Otimizar o fresamento helicoidal em outros materiais de baixa usinabilidade;
- Empregar métodos de otimização com definição ótima para os pesos atribuídos a cada resposta de interesse;
- Utilizar outros métodos de otimização de modo que seja realizada a comparação entre eles.

## Capítulo 8

### Referências Bibliográficas

ABRÃO, A. M.; RIBEIRO, J. L. S.; DAVIM, J. P. Surface integrity. In: DAVIM, J. P. Machining of Hard Materials. Springer, London, p. 115-141, 2011.

AGUIAR, H. C. G. Contribuição ao estudo do torneamento do aço inoxidável super duplex empregando ferramentas de metal duro com revestimentos. Dissertação (Mestrado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2015.

AIRAO, J.; CHAUDHARY, B.; BAJPAI, V.; KHANNA, N. An experimental study of surface roughness variation in end milling of super duplex 2507 stainless steel. Materials today: Proceedings, v. 5, p. 3682-3689, 2018.

AKULA, S.; NAYAK, S. N.; BOLAR, G.; MANAGULI, V. Comparison of conventional drilling and helical milling for hole making in Ti6Al4V titanium alloy under sustainable dry condition. Manufacturing Review. <https://doi.org/10.1051/mfreview/2021010>, v. 8, 2021.

ALMEIDA, F. A.; SANTOS, A. C. O.; PAIVA, A. P.; GOMES, G. F.; GOMES, J. H. F. Multivariate taguchi loss function optimization based on principal components analysis and normal boundary intersection, Engineering with Computers, p.1–17, 2020.

AMARO, P.; FERREIRA, P.; SIMÕES, F. Tool Wear Analysis During Duplex Stainless Steel Trochoidal Milling, AIP Conference Proceedings, 2018, p. 1-6, DOI: 10.1063/1.5034897.

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, v. 47, p. 54-63, 2014.

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*, v. 40, n. 11, p. 3321-3328, 2015.

ASM - American Society for Metals; *ASM Handbook - Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys*. 10<sup>a</sup> ed., v.1, 1618p., 2005.

ASM - American Society of Metals; *ASM Handbook - Machining*, 10<sup>a</sup> ed., v. 16, 1995.

BARMAN, A.; ADHIKARI, R.; BOLAR, G. Evaluation of conventional drilling and helical milling for processing of holes in titanium alloy Ti6Al4V. *Materias Today: Proceedings*. V. 28, p. 2295-2300, 2020.

BARRETO, A. D. G.; ANDRADE, T. C.; SILVA, C. C.; MIRANDA, H. C. Detecção de fases deletérias no aço inoxidável super duplex UNS S32760 (Zeron 100) utilizando equipamento de ensaio EPR-DL de campo. 68<sup>th</sup> abm international anual congresso, ISSN 1516-392X. Belo Horizonte, MG, 2013.

BELINATO, G.; DE ALMEIDA, F. A.; DE PAIVA, A. P.; DE FREITAS GOMES, J. H.; BALESTRASSI, P. P.; ROSA, P. A. R. C. A multivariate normal boundary intersection PCA-based approach to reduce dimensionality in optimization problems for lbm process, *Engineering with Computers*, p. 35 (4), p.1533–1544, 2019.

BERNAARDS, C. A.; JENNRICH, R. I. Gradient projection algorithms and software for arbitrary rotation criteria in factor analysis, *Educational and Psychological Measurement*, v. 65, p. 676–696, 2005.

BLANK, J.; DEB, K. pymoo: Multi-objective optimization in python, *IEEE Access*, V. 8, p. 89497 – 89509, 2020.

BOLAR, G.; SRIDHAR, A. K.; RANJAN, A. Drilling and helical milling for hole making in multi-material carbon reinforced aluminum laminates, *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*, vol. 5, Issue 1, 2022, p. 113-125, <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2021.11.004>

BORDINASSI, E. C. Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável superduplex após torneamento. Tese de Doutorado – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos. 201 pag. ed. rev. São Paulo, 2006.

BOSSERT, M. Machining Stainless alloy. *Advanced Materials & Processes*, v. 148, n. 1, p. 43-44, Jul 1995. Apud MARQUES D. C. Estudo da influência do teor de níquel na usinabilidade de ligas Fe-Cr-Ni. 95p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2007.

BOX, G.; JONES, S. Designing products that are robust to the environment, *Total Quality Management*, v. 3 (3), p. 265–282, 1992.

BRANCO, I. C.; OLIVEIRA, T.; SIMÕES-COELHO, P.; PORTUGAL, J.; FILIPE, I. Measuring the fourth industrial revolution through the industry 4.0 lens: The relevance of resources, capabilities and the value chain, *Computers in Industry*, v. 138, 103639, 2022.

BRINKSMEIER, E.; FANGMANN, S.; MEYER, I. Orbital drilling kinematics. *Production engineering*, v. 2, n. 3, p. 277-283, 2008.

BRITO, T. G.; PAIVA, A. P. DE; FERREIRA, J. R.; GOMES, J. H.; 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*, v. 38 (3), p. 628–638, 2014.

BROWN, T. A. *Confirmatory factor analysis for applied research*, Guilford publications, 2015.

BOX, G. E. P.; DRAPER, N. R. *Empirical Model-Building and Response Surfaces*. John Wiley&Sons, New York, 1987.

BOX, G. E. P.; WILSON, K. B. On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. *Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological)*, v. 13, n. 1, p. 1-45, 1951.

CARBÓ, H. M. Aço Inoxidável-Aplicações e Especificação, Acesita, p.1-2, 2001.

CHAIL G.; KANGAS P. Super and hyper duplex stainless steels: structures, properties and applications. *Structural Integrity: Procedia*, v. 2, p. 1755-1762, 2016.

CHARLES J.; BERNHARDSSON, S.; Super duplex stainless steels: structure and properties. In: *DUPLEX STAINLESS STEELS'91*, Beaune, Proceedings. Ed: Charles, J.; Bernhardsson, S. Les Ulis, France, Les Éditions de physique, v.1, p. 3-48, 1991.

CHATER, J.; Slowly but surely, duplex continues to penetrate more products, *Duplex Steel World*, page1-4, [www.stainless-steel-world.net](http://www.stainless-steel-world.net), 2011.

CHATER, J.; The European market for duplex stainless steels”, *Duplex Steel World*, page1-4, [www.stainless-steel-world.net](http://www.stainless-steel-world.net), 2010.

CHEN, G.; REN, C.; ZOU, Y.; QIN, X.; LU, L.; LI, S. Mechanism for material removal in ultrasonic vibration helical milling of Ti-6Al-4V alloy, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2019, vol. 138, p. 1-13, <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2018.11.001>

CHEN, X.; YIN, X. NlcOptim: Solve Nonlinear Optimization with Nonlinear Constraints, r package version 0.6 (2019). URL <https://CRAN.R-project.org/package=NlcOptim>

COSTA, D. D. Da; MARQUES, A.; AMORIM, F. L. Hole quality and cutting time evaluation in the interpolated helical milling. *International Journal of Manufacturing Research*, v. 10, n. 4, p. 313-327, 2015.

DAS, I.; DENNIS, J.E. Normal-boundary intersection: A new method for generating the Pareto surface in nonlinear multicriteria optimization problems. *SIAM Journal on Optimization*, v. 8 (3), p. 631-657, 1998.

DEB, K. *Multi-Objective Optimization using Evolutionary Algorithms*, v.16, John Wiley & Sons, 2001.

DEB, K.; JAIN, H. An evolutionary many-objective optimization algorithm using reference-point-based nondominated sorting approach, part i: Solving problems with box constraints, *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, v. 18 (4), p.577–601, 2014.

DEB, K.; PRATAP, A.; AGARWAL, S.; MEYARIVAN, T. A fast and elitist multiobjective genetic algorithm: NSGA-II, *IEEE transactions on evolutionary computation*, v. 6 (2), p.182–197, 2002.

DENKENA, B.; BOEHNKE, D.; DEGE, J. H. Helical milling of CFRP–titanium layer compounds. *CIRP Journal of manufacturing Science and Technology*, v. 1, n. 2, p. 64-69, 2008.

DENKENA, B.; NESPOR, D.; REHE, M., DEGE, J. H. Process force prediction in orbital drilling of TiAl6V4. In: 9th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology, p. 16-17, 2011.

DHANANCHEZIAN, M.; THINESH, T.; STEVEN, N.P.; INIAN, R. Study of machinability characteristics for turning austenitic (316L) and Super duplex (2505) stainless steel using PVD-TiAlN nano-multilayer inserts. *ARNP Journal of Engineering and Applied Sciences*, v. 11, n° 2, p. 1262-1268, 2016.

DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L.; *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 9. ed. São Paulo: Artliber, 2018.

EGUTI, C. C. A.; TRABASSO, L. G. Design of a robotic orbital driller for assembling aircraft structures. *Mechatronics*, v. 24, n. 5, p. 533-545, 2014.

EPSKAMP, S; CRAMER, A.O.J.; WALDORP, L.J.; SCHMITTMANN, V.D.; BORS-BOOM, D. qgraph: Network visualizations of relationships in psychometric data, *Journal of Statistical Software*, v. 48(4), p. 1-18, 2012.

FANG, Q.; PAN, Z.; FEI, S.; XIE, X.; KE, Y. A Novel Helical Milling End-Effector and Its Application. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, v. 20, n. 6, p. 3112-3122, 2015.

FANGMANN, S.; MEYER, I.; BRINKSMEIER, E. Erweiterte Theorie zum Orbitalbohren (helikales Bohrfräsen). *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, v. 42, n. 6, p. 506-518, 2011.

FERREIRA, D. F. Estatística multivariada, Editora UFLA Lavras, 2011.

FESTAS, A. J.; PEREIRA, R. B.; RAMOS, A.; DAVIM, J. P. A study of the effect of conventional drilling and helical milling in surface quality in titanium Ti6Al4V and Ti6Al7Nb alloys for medical applications. *Arabian Journal for Science and Engineering*, <https://doi.org/10.1007/s13369-020-05047-8>. 2021.

FIGUEIREDO, G. X. A.; BORDINASSI, É. C. Estudo da rugosidade e vida de ferramenta do aço inoxidável superduplex astm a-890 após fresamento em diferentes condições de lubrificação Iniciação científica da escola de engenharia de Mauá, p. 1-10, 2009.

GAMARRA, J. R.; DINIZ, A. E. Taper turning of super duplex stainless steel: tool life, tool wear and workpiece surface roughness. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 40:39, p. 1-13, 2018. <https://doi.org/10.1007/s40430-018-0991-1>.

GAO, H; ZHAO, T; BAO, YJ; SUN, C; LU, SX. Blind hole machining of quartz fiber reinforced ceramic matrix composites by helical milling with electroplated diamond tool, *Advanced Materials Research*, 2014, vol. 1017.

GOUVEIA, R.M.; SILVA, F.J.G.; REIS, P.; BAPTISTA, A.P.M. Machining duplex stainless steel: comparative study regarding end Mill coated tools. *Coatings*, v. 6, p. 51, 2016.

HAIYAN, W.; XUDA, Q. A mechanistic model for cutting force in helical milling of carbon fiber-reinforced polymers. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 82, n. 9–12, p. 1485–1494, 2016.

HARRELL JR; F.E. Hmisc: Harrell Miscellaneous, r package version 5.1-0, 2023. URL <https://CRAN.R-project.org/package=Hmisc>

HARRIS, C.R.; MILLMAN, K.J.; VAN DER WALT, S.J.; GOMMERS, R.; VIRTANEN, P.; COURNAPEAU, D.; WIESER, E.; TAYLOR, J.; BERG, S.; SMITH, N.J.; KERN, R.; PICUS, M.; HOYER, S.; VAN KERKWIJK, M.H.; BRETT, M.; HALDANE, A.; DEL RÍO, J.F.; WIEBE, M.; PETERSON, P.; GÉRARD-MARCHANT,

P.; SHEPPARD, K.; REDDY, T.; WECKESSER, W.; ABBASI, H.; GOHLKE, C.; OLIPHANT, T.E., Array programming with NumPy, *Nature* 585 (7825), p.357–362, 2020. <http://dx.doi.org/10.1038/s41586-020-2649-2>.

HEBBALI, A. *olsrr: Tools for Building OLS Regression Models*, r package version 0.5.3, 2020. URL <https://CRAN.R-project.org/package=olsrr>

HUNTER, J.D., *Matplotlib: A 2d graphics environment*, *Computing in Science & Engineering*, v. 9 (3), p. 90-95, 2007. Doi:10.1109/MCSE.2007.55

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*, v. 47, n. 2, p. 205-210, 2007.

JAIN, H.; DEB, K. An evolutionary many-objective optimization algorithm using reference-point based nondominated sorting approach, part ii: Handling constraints and extending to an adaptive approach, *IEEE Transactions on evolutionary computation*, v.18 (4), p. 602–622, 2013.

JOHNSON, R. A.; WICHERN, D. W. *Applied multivariate statistical analysis*, Prentice hall Upper Saddle River, NJ, 2015.

KACKAR, R. N. Off-line quality control, parameter design, and the Taguchi method. *Journal of quality technology*. v. 17, n. 4, p. 176-188, 1985.

KADAM, S.; KHAKE, R.; MUDIGONDA, S. Experimental investigations on surface roughness, cutting forces and tool wear in turning of super duplex stainless steel with coated carbide inserts. *Proceedings of the ASME 2017- 12<sup>th</sup> International Manufacturing Science and Engineering Conference MSEC2017*, Los Angeles, USA, vol. 1, p. 1-6, 2017.

KAISER, H. F. The varimax criterion for analytic rotation in factor analysis, *Psychometrika* , v.23 (3), p.187–200, 1958.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID S.R., *Manufacturing Engineering & Technology*, Nova York: Addison-Wesley Publishing Co., 2010.

KASSAMBARA, A. ggpubr: 'ggplot2' Based Publication Ready Plots, r package version 0.4.0 (2020). URL <https://CRAN.R-project.org/package=ggpubr>

KHANNA, N.; AGRAWAL, C.; GUPTE, M. K.; SONG, Q. Tool wear and hole quality evaluation in cryogenic Drilling of Inconel 718 superalloy. *Tribology International*. DOI: 10.1016/j.triboint.2019.106084, 2019.

KORKMAZ, S.; GOKSULUK, D.; ZARARSIZ, G. Mvn: An r package for assessing multivariate normality., *The R Journal*, v. 6 (2), p. 151–162, 2014. URL <https://journal.r-project.org/archive/2014-2/korkmaz-goksuluk-zararsiz.pdf>.

KORKUT, I.; KASAP, M.; CIFTCI, I.; SEKER, U. Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel. *Materials & Design*, v.25, p.303-305, 2004.

KOYEE, R; HEISEL, U; SCHMAUDER, S; EISSELER, R; - Experimental Investigation and Multiobjective Optimization of Turning Duplex Stainless Steels - *International Journal of Manufacturing Engineering - Volume 2014*, p.13, 2014.

KROLCZYK, G.; LEGUTKO, S.; RAOS, P. Cutting wedge wear examination during turning of duplex stainless steel. *Technical Gazette*, vol. 20, p. 413-418, 2013.

KROLCZYK, G.; NIESLONY, P.; LEGUTKO, S. Microhardness and Surface Integrity in Turning Process of Duplex Stainless Steel (DSS) for Different Cutting Conditions. *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 23(3), p.859, 2014.

KUHN, A. M. Optimizing response surface experiments with noise factors using confidence regions, *Quality engineering*, v. 15 (3), p. 419–426, 2003.

KUMAR, K. S.; SENTHILKUMAAR, J.S.; SRINIVASAN, A. Reducing surface roughness by optimizing the turning parameters. *South African Journal of Industrial Engineering*, vol 24, pp 78-87, 2013.

LENTH, R. V. Response-surface methods in R, using rsm, *Journal of Statistical Software*, v. 32 (7), p.1–17, 2009. DOI:10.18637/jss.v032.i07.

LI, A.-D.; HE, Z.; ZHANG, Y. Bi-objective variable selection for key quality characteristics selection based on a modified NSGA-II and the ideal point method, *Computers in Industry*, v. 82, p.95–103, 2016.

LI, H.; HE, G.; QIN, X.; WANG, G.; LU, C.; GUI, L. Tool wear and hole quality investigation in dry helical milling of Ti-6Al-4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 71, n. 5-8, p. 1511-1523, 2014a.

LI, Z.; LIU, Q. Surface topography and roughness in hole- making by helical milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Techonology*, v.66, n. 9-12, p. 1415-1425, 2013.

LI, T.-S.; SU, C.-T.; CHIANG, T.-L. Applying robust multi-response quality engineering for parameter selection using a novel neural–genetic algorithm, *Computers in Industry*, v.50 (1) ,p.113–122, 2003.

LI, Z.; DING, Y.; ZHU, L. Accurate cutting force prediction of helical milling operations considering the cutter runnout effect. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 92, p. 4133-4144, 2017.

LIN, D. K.; TU, W. Dual response surface optimization, *Journal of quality technology*, v. 27 (1), p. 34–39, 1995.

LIU, C.; WANG, G.; DARGUSCH, M. S. Modelling, simulation and experimental investigation of cutting forces during helical milling operations. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 63, n. 9, p. 839-850, 2012.

LIU, J.; REN, C.; QIN, X.; LI, H. Prediction of heat transfer process in helical milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 72, p. 693–705, 2014.

MACHADO, A.R.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A.M.; SILVA, M.B.; *Teoria da Usinagem dos Materiais*, 3<sup>a</sup> ed., 408 p., 2015.

MARQUES, R. A. M.; PEREIRA, R. B. D.; PERUCHI, R. S.; BRANDÃO, L. C.; FERREIRA, J. R.; DAVIM, J. P. Multivariate GR&R through fator analysis, *Measurement*, v.151, 107107, 2020.

MARTINHO, R.P.; SILVA, F.J.G.; MARTINS, C.; LOPES, H. Comparative study of PVD and CVD cutting tools performance in milling of duplex stainless steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, p. 1-17, 2019.

MARTINS. M., CASTELETTI, L. C. Aços Inoxidáveis duplex e super duplex - Obtenção e Caracterização; *Revista Fundação e Serviços*, ano 17, nº 169, 2007.

McKINNEY, *et al.* Data structures for statistical computing in python, in: *Proceedings of the 9th Python in Science Conference*, v. 445, Austin, TX, p. 51-56, 2021.

MELO, S. A. DE; PEREIRA, R. B. D.; DA SILVA REIS, A. F.; LAURO, C. H.; BRANDÃO, L. C. Multi-objective evolutionary optimization of unsupervised latente variables of turning process, *Applied Soft Computing*, v. 120, 108713, 2022.

MONTGOMERY, D. C. *Design and analysis of experiments*. John Wiley & Sons, 2013.

MORALES, F. J. P.; GOMEZ, J. S.; Vidal, S. R. F. Study of the influence of helical milling parameters on the quality of holes in the UNS R56400 Alloy. *Applied Sciences*, v. 10, p. 1-18, doi: 10.3390/app10030845, 2020.

MORELO, F. et al. Surface integrity of bored super duplex stainless steel SAF 2507. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 39, n. 7, p. 2649–2658, 2017.

MULAIK, S. A. *Foundations of factor analysis*, CRC press, 2010.

MYERS, R. H.; KHURI, A. I.; VINING, G. Response surface alternatives to the taguchi robust parameter design approach, *The American Statistician*, v. (2), p. 131–139, 1992.

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

NAIR, V. N.; ABRAHAM, B.; MACKAY, J.; BOX, G.; KACKER, R. N.; LORENZEN, T. J.; LUCAS, J. M.; MYERS, R. H.; VINING, G. G.; NELDER, J. A. Taguchi's parameter design: a panel discussion, *Technometrics*, v. 34 (2), p. 127–161, 1992.

NAVES, F. L.; DE PAULA, T. I.; BALESTRASSI, P. P.; BRAGA, W. L. M.; SAWHNEY, R. S.; PAIVA, A. P. Multivariate normal boundary intersection based on rotated factor scores: a multiobjective optimization method for methyl orange treatment, *Journal of Cleaner Production*, v. 143, p. 413–439, 2017.

NILSSON, J. O. The physical metallurgy of duplex stainless steels, in *Proc. Duplex stainless steels*, p. 369-390, 2011.

NILSSON, J. O.; Super duplex stainless steel “overview” *Materials Science and Technology*, v.8, 1992.

NOMANI, J.; PRAMANIK, A.; HILDITCH, T.; LITTLEFAIR, G. Chip formation mechanism and machinability of wrought duplex stainless steel alloys. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 80, n. 5–8, p. 1127–1135, 2015.

NOMANI, J., PRAMANIK, A., HILDITCH, T. E LITTLEFAIR, G. Stagnation zone during the turning of Duplex SAF 2205 stainless steels alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 32, p. 1486-1489, 2017.

OLIVEIRA Jr., C. A.; DINIZ, A. E.; BERTAZZOLI, R. Correlating tool wear, surface roughness and corrosion resistance in the turning process of super duplex stainless steel. *The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 36, p. 775–785, 2014.

OLIVEIRA, C. H.; BRITO, T. G.; PAIVA, E. J.; NEVES, S. M.; FERREIRA, J. R. Influência da quantidade de fluido de corte no fresamento de topo do aço inoxidável duplex UNS S32205. 10º Congresso Brasileiro de Engenharia de Produção. P. 1-6, Janeiro, 2019.

OLVERA, D.; DE LACALLE, L. N. L.; URBIKAIN, G.; LAMIKIZ, A.; RODAL, P., & ZAMAKONA, I. Hole making using ball helical milling on titanium alloys. *Machining Science and Technology*, v. 16, n. 2, p. 173-188, 2012.

PANICHELLA, A. An adaptive evolutionary algorithm based on non-euclidean geometry for many-objective optimization, in: Proceedings of the Genetic and Evolutionary Computation Conference, p. 595–603, 2019.

PANICHELLA, A. An improved pareto front modeling algorithm for large-scale many-objective optimization, in: The Genetic and Evolutionary Computation Conference, Association for Computer Machinery, p. 565–573, 2022.

LÓPEZ, J. C. P.; SIERRA-PÉREZ, J. An unsupervised pattern recognition methodology based on factor analysis and a genetic-dbscan algorithm to infer operational conditions from strain measurements in structural applications, Chinese Journal of Aeronautics, p. 34 (2), p.165–181, 2021.

PEREIRA, R. B. D.; BRANDÃO, L. C.; PAIVA, A. P.; FERREIRA, J. R.; DAVIM, J. P. A review of helical milling process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 120, p. 27-48, 2017a.

PEREIRA, R. B. D.; LEITE, R. R.; ALVIM, A. C.; PAIVA, A. P. DE; BALESTRASSI, P. P.; FERREIRA, J. R.; DAVIM, J. P. Multivariate robust modeling and optimization of cutting forces of the helical milling process of the aluminum alloy Al 7075, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 95 (5), p. 2691–2715, 2018.

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, v. 152, p. 474-496, 2017b.

PEREIRA, R. B. D.; SILVA, L. A. DA; LAURO, C. H.; BRANDÃO, L. C.; FERREIRA, J. R.; DAVIM, J. P. Multi-objective robust design of helical milling hole quality on AISI H13 hardened steel by normalized normal constraint coupled with robust parameter design, Applied Soft Computing, v.75, p.652–685, 2019.

PHILIP, S.D.; CHANDRAMOHAN, P.; RAJESH, P. K. Prediction of surface roughness in end milling operation of duplex stainless steel using response surface methodology. *Journal of Engineering Science and Technology*, v. 10, n° 3, p. 340-352, 2015.

POLICENA, M. R.; DEVITTE, C.; FRONZA, G.; GARCIA, R. F.; SOUZA, A. J. Surface roughness analysis in finishing end-milling of duplex stainless steel UNS S32205, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.98 (5), p. 1617–1625, 2018.

QIN, X. D.; SUN, X. T.; WANG, Q.; CHEN, S. M.; LI, H. Comparative study on helical milling and drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials*. v. 499, p. 200-204, 2012b.

QIN, X.D.; SUN, X.T.; WANG, Q.; CHEN, S.M.; LI, H. Comparative Study on Helical Milling and Drilling of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials*, v. 499, p. 200-204, 2012a.

R CORE TEAM, R: A Language and Environment for Statistical Computing, R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria (2022). URL <https://www.R-project.org/>.

RAJAGURU, J.; ARUNACHALAM, N. Coated tool Performance in Dry Turning of Super Duplex Stainless Steel, *Procedia Manufacturing*, vol.10, p. 601 – 611, 2017.

RAMEZANI, N. M.; HAJIDEH, M. R.; SHAHMIRZALOO, A. Experimental Study of the Cutting Parameters Effect on Hole Making Processes in Hardened Steel. , v. 6, n. 3, p. 67–76, 2018.

RENCHEER, A. C. *Methods of multivariate analysis*, v. 492, John Wiley & Sons, 2003.

REVELLE, W. *psych: Procedures for Psychological, Psychometric, and Personality Research*, Northwestern University, Evanston, Illinois, r package version 2.2.5, 2022. URL <https://CRAN.R-project.org/package=psych>

REY, P.; LEDREF J.; SENATORE; LANDON, Y. Modelling of cutting forces in orbital drilling of titanium alloy-Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine tools and manufacture*, v. 106, p.75-88, 2016.

ROSSUM; G.V., DRAKE JR; F.L. Python reference manual. Centrum voor Wiskunde en Informatica, Amsterdam, 1995.

SAADATBAKHS, M. H.; IMANI, H.; SADEGHI, M. H. Experimental study of surface roughness and geometrical and dimensional tolerances in helical milling of AISI 4340 alloy steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, p. 4063–4074, 2017.

SANCHEZ-MARQUEZ, R.; GUILLEM, J. M. A.; VICENS-SALORT, E.; VIVAS, J. J. Diagnosis of quality management systems using data analytics—a case study in the manufacturing sector, *Computers in Industry*, v.115, 103183, 2020.

SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY “Duplex Stainless Steels - Sandvik SAF 2507”, Sandvik Materials Technology, Sandviken, Sweden, 2016.

SANTOS, R. J., BOLFARINI, C. Controle da evolução durante a solidificação de fundidos de aços inoxidáveis superduplex. 12º CONAF – microestrutural Congresso de Fundição, São Paulo, 2005.

SASAHARA, H.; KAWASAKI, M.; TSUTSUMI, M. Helical feed milling with MQL for boring of aluminum alloy. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, v. 2, n. 6, p. 1030-1040, 2008.

SCHEFFE, H. Experiments with mixtures, *Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Methodological)*, v. 20 (2), p. 344–360, 1958.

SCHLOERKE, B.; COOK, D.; LARMARANGE, J.; BRIATTE, F.; MARBACH, M.; THOEN, E.; ELBERG, A.; CROWLEY, J. GGally: Extension to ‘ggplot2’, r package version 2.1.2, 2021. URL <https://CRAN.R-project.org/package=GGally>

SCHWARTZ, S.; JIMÉNEZ, J. J. M.; VINGERHOEDS, R.; SALAUN, M. An unsupervised approach for health index building and for similarity-based remaining useful life estimation, *Computers in Industry*, v. 141, 103716, 2022.

SELAIMIA, A.A.; YALLESE, M.A.; BENSOUILAH, H.; MEDDOUR, I.; KHATTABI, R.; MABROUKI, T. Modeling and optimization in dry face milling of X2CrNi18-9 austenitic stainless steel using RMS and desirability approach. *Measurement*, v. 107, p. 53-67, 2017.

SELVARAJ, D. P.; CHANDRAMOHAN, P.; MOHANRAJ, M. Optimization of surface roughness, cutting force and tool wear of nitrogen alloyed duplex stainless steel in a dry turning process using Taguchi method. *Measurement*. v. 49, p. 205-215, 2014.

SELVARAJ, D.P. Optimization of cutting force of duplex stainless steel in dry milling operation”, *Materials Today: Proceedings*, v. 4 , n. 10, p. 601-611, 2018.

SHOEMAKER, A. C.; TSUI, K.-L.; WU, C. J. Economical experimentation methods for robust design, *Technometrics*, v.33 (4), p. 415–427, 1991.

SOETAERT, K. plot3D: Plotting Multi-Dimensional Data, r package version 1.4 (2021). URL <https://CRAN.R-project.org/package=plot3D>

SUN, L.; GAO, H.; WANG, B.; BAO, Y.; WANG, M.; MA, S. Mechanism of reduction of damage during helical milling of titanium/CFRP/aluminium stacks, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, vol. 107, p. 4741–4753, <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05177-1>

TAVARES, S.S.M., PARDAL, J.M., ALMEIDA, B. B., MENDES, M. T., FREIRE, J. L. F., & VIDAL, A. C. . Failure os super duplex stainless steel flange due to anadequate microstructure and fabrication process. *Engineering Failure Analysis*, v. 84, p. 1-10, 2018.

THURSTONE, L. L. Multiple-factor analysis; a development and expansion of The Vectors of Mind., University of Chicago Press, 1947.

TÖNSHOFF, H. K.; SPINTIG, W.; KÖNIG, W.; NEISES, A. Machining of holes developments in drilling technology. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, v. 43, n. 2, p. 551-561, 1994.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K.; *Metal Cutting*. 4 ed. Woburn: Butterworth-Heinemann. p.446 2000.

UHLMANN, E.; RIEMER, H.; SCHRÖTER, D.; SAMMLER, F.; RICHARZ, S. Substitution of coolant by using a closed internally cooled milling tool, *Procedia CIRP*, v. 61, p. 553 – 557, 2017. <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>.

VENTURA, C. E. H.; HASSUI, A. Modeling of cutting forces in helical milling by analysis of tool contact angle and respective depths of cut. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 68, 2013.

VERMA, G.C.; PANDEY, P.M. Machining forces in ultrasonic-vibration assisted end milling, *Ultrasonics*, v. 94, p. 350-363, 2019.

VIEIRA, J.T.; PEREIRA, R.B.D; FREITAS, S.A.; LAURO, C.H.; Brandão, L.C. Multi-objective robust evolutionary optimization of the boring process of AISI 4130 steel, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* v. 112, p.1745–1765, 2021.

WANG C.; ZHAO, J; ZHOU, Y. Mechanics and dynamics study of helical milling process for nickel-based superalloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.106, p.2305-2316, 2019.

WANG, B.; CHANG, K.; WANG, M.; ZHANG, F; ZHANG Y.; ZHENG, Y. Experimental studies on helical milling process to improve hole quality for the Superalloy (MSRR7197). *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2588-3>. v. 99, p. 1449–1458, 2019.

WANG, H.; QIN, X.; REN, C.; WANG, Q. Prediction of cutting forces in helical milling process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 58, n. 9, p. 849-859, 2012.

WANG, H.; QIN, X.; WU, D.; SONG, A. Optimization of Cutting Parameters in Helical Milling of Carbon Fiber Reinforced Polymer. *Trans. Tianjin University*. v.24, p. 91–100 <https://doi.org/10.1007/s12209-017-0079-5>, 2018.

WEI, Q.; QINGNA, L. Construction of cultural industry development factor model based on factor analysis, artificial intelligence and big data, *Microprocessors and Microsystems*, 103880, 2021.

WEI; T., SIMKO; V. R package ‘corrplot’: Visualization of a Correlation Matrix, Version 0.92, 2021. URL <https://github.com/taiyun/corrplot>

WELCH, W. J.; YU, T.-K.; KANG, S. M; SACKS, J. Computer experiments for quality control by parameter design, *Journal of Quality Technology*, v. 22 (1), p. 15–22,1990.

WICKHAM, H. *ggplot2: Elegant Graphics for Data Analysis*, Springer-Verlag New York, 2016. URL <https://ggplot2.tidyverse.org>

WINTER, J. C. DE; DODOU, D. Factor recovery by principal axis factoring and maximum likelihood factor analysis as a function of factor pattern and sample size, *Journal of Applied Statistics*, v. 39 (4), p. 695–710, 2012.

YANG, S.; YONGJIE, C.; LI, Z.; HAITAO, F.; JIA, P.; MIN, L.; SHEQUAN, W.; XIAOKUI, M.; JING, Z.; ZHILIN, L. Effect of radial depth on vibration and surface roughness during face milling of austenitic stainless steel, *Transactions of Tianjin University*, 2011, vol. 17: p. 336-339, DOI 10.1007/s12209-011-1604-6.

ZHANG, D.; JACKSON, W.; DOBIE, G.; WEST, G.; MACLEOD, C. Structure-from-motion based image unwrapping and stitching for small bore pipe inspections, *Computers in Industry*, v.139, 103664, 2022.

ZHAO, Q.; QIN, X.; JI, C.; LI, Y.; SUN, D.; JIN, Y. Tool life and hole surface integrity studies for hole-making of Ti6Al4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 79, n. 5-8, p. 1017-1026, 2015.

ZHOU, L.; DONG, H.; KE, Y.; CHEN, G. Modeling of non-linear cutting forces for dry orbital drilling process based on undeformed chip geometry. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, p. 1-14, 2017a.

## Apêndice II – Artigo publicado na revista indexada “Applied Soft Computing”

Applied Soft Computing 147 (2023) 110811



Contents lists available at ScienceDirect

Applied Soft Computing

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/asoc](http://www.elsevier.com/locate/asoc)

## A multi-objective robust evolutionary optimization approach applied to the multivariate helical milling process of super duplex steel

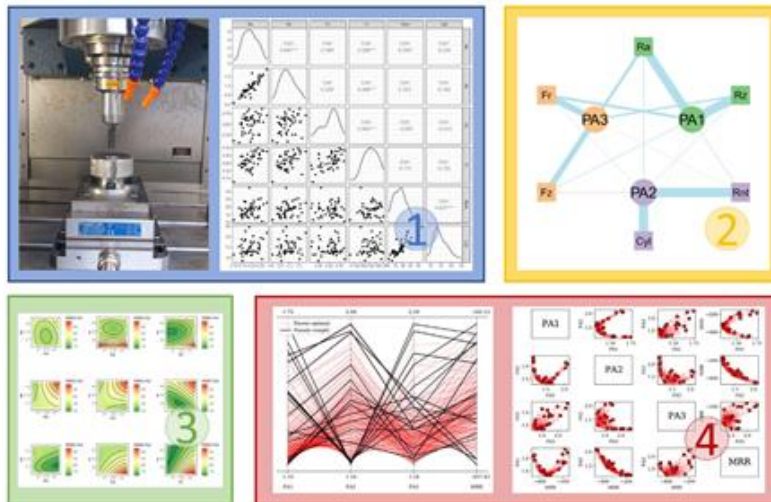
José Veríssimo Ribeiro de Toledo<sup>a</sup>, Thaís Fernanda Pires<sup>b</sup>, Robson Bruno Dutra Pereira<sup>c,\*</sup>, João Roberto Ferreira<sup>a,b</sup>

<sup>a</sup> Institute of Mechanical Engineering, Federal University of Itajubá, Brazil

<sup>b</sup> Institute of Industrial Engineering and Management, Federal University of Itajubá, Brazil

<sup>c</sup> Center for Innovation in Modelling and Optimization of Systems - CIMOS, Center for Innovation in Sustainable Manufacturing - CIMS, Department of Mechanical and Industrial Engineering, Federal University of São João del-Rei, Brazil

### GRAPHICAL ABSTRACT



### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 31 January 2023

Received in revised form 22 August 2023

Accepted 30 August 2023

Available online 9 September 2023

### ABSTRACT

This work presents an approach for multivariate modeling and multi-objective robust evolutionary optimization for processes presenting as inputs control and noise variables and as outputs a set of correlated responses regarding process performance and product quality. Factor analysis is applied to obtain a transformed output set that is uncorrelated and retains most part of the information of the original outputs. Models that are robust regarding noise variables relating this transformed output set with the control variables are obtained through robust parameter design. Response models in the

The code (and data) in this article has been certified as Reproducible by Code Ocean: (<https://codeocean.com/>). More information on the Reproducibility Badge Initiative is available at <https://www.elsevier.com/physical-sciences-and-engineering/computer-science/journals>.

\* Corresponding author.

E-mail addresses: [verissimo@unifei.edu.br](mailto:verissimo@unifei.edu.br) (J.V.R.d. Toledo), [d2020101962@unifei.com.br](mailto:d2020101962@unifei.com.br) (T.F. Pires), [robsondutra@ufsj.edu.br](mailto:robsondutra@ufsj.edu.br) (R.B.D. Pereira), [jorofe@unifei.edu.br](mailto:jorofe@unifei.edu.br) (J.R. Ferreira).

<https://doi.org/10.1016/j.asoc.2023.110811>

1568-4946/© 2023 Elsevier B.V. All rights reserved.