

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

**OTIMIZAÇÃO ROBUSTA DO FRESAMENTO  
HELICOIDAL EM ALTAS VELOCIDADES DO AÇO  
ABNT H13 ENDURECIDO**

**Aline Cunha Alvim**

**Itajubá**  
**Fevereiro de 2019**

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

Aline Cunha Alvim

**OTIMIZAÇÃO ROBUSTA DO FRESAMENTO  
HELICOIDAL EM ALTAS VELOCIDADES DO AÇO  
ABNT H13 ENDURECIDO**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção como requisito à obtenção do título de *Mestre em Ciências em Engenharia de Produção*

**Área de concentração:** Engenharia de Produção

Orientadores:

Prof. João Roberto Ferreira, Dr. (Universidade Federal de Itajubá)

Prof. Robson Bruno Dutra Pereira, Dr. (Universidade Federal de São João del Rei)

**Itajubá**

**Fevereiro de 2019**

## DEDICATÓRIA

*À Deus, porque Dele, por Ele e para Ele  
são todas as coisas, aos meus pais Silvano  
e Geraldo (em memória), à minha irmã  
Alice e ao meu sobrinho Bernardo.*

## AGRADECIMENTOS

À Deus por permitir que eu chegasse até aqui. O sonho, a coragem, a disciplina, o ânimo, a alegria e a fé foram permitidos por Ele e é primeiramente à Ele a minha gratidão.

À minha mãe Silvany que sempre me incentivou e nunca mediu esforços para que através do estudo eu alcançasse meus objetivos. Sou muito grata por sua vida e suas orações. Ao meu pai Geraldo que durante o tempo em que estivemos juntos foi o melhor pai que poderia ser. À minha irmã gêmea Alice pelos conselhos, carinho, partilha do ventre da nossa mãe e da vida. A agradeço também por ter me dado o presente mais especial que eu poderia ganhar, meu sobrinho Bernardo. Ao Bernardo sou grata por cada sorriso e olhar curioso que têm dado à minha vida um novo significado. Ao meu namorado Danilo pelo incentivo e paciência durante esse período. Ao meu cunhado José pelas conversas e conselhos nas diversas esferas da vida.

Aos familiares e amigos pela compreensão com minhas ausências e pelas orações.

Ao meu orientador João Roberto pelo apoio nestes dois anos de trabalho. Sempre solícito e com uma bagagem enorme de conhecimento tornou esta jornada desafiadora, proveitosa, consolidando meu desejo de seguir na área acadêmica.

Ao meu coorientador e amigo Robson pelo apoio e paciência desde a graduação, na qual me apresentou o fresamento helicoidal, o planejamento de experimentos e os métodos de análise e otimização, os quais viriam a ser cruciais no mestrado.

À CAPES pela bolsa de mestrado e fomento à presente pesquisa.

Aos professores Anderson Paiva, Rafael Leme, José Henrique Gomes, Carlos Mello, José Arnaldo Montevechi, João Batista Turrioni, Fabiano Leal e Edson Pamplona pelo conhecimento e experiências compartilhados nas disciplinas.

À Universidade Federal de São João del Rei por ceder os Laboratórios de Fabricação e Metrologia do Departamento de Engenharia Mecânica para os experimentos. Ao técnico Camilo do Laboratório de Fabricação pelo auxílio na condução dos experimentos planejados.

Aos colegas de mestrado pelo apoio.

À UNIFEI pelo programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção.

## EPÍGRAFE

“A teoria também se converte em graça material uma  
vez que se apossa dos homens.” (Karl Marx)

## RESUMO

O fresamento helicoidal é uma alternativa à furação convencional que, aplicado à indústria de moldes e matrizes, tem grande impacto na competitividade da mesma por garantir níveis altos de qualidade superficial e geométrica, cruciais a essa indústria. Excelente qualidade superficial e a possibilidade de usinar furos com apenas uma ferramenta são algumas das vantagens deste processo. Em relação à usinagem de materiais endurecidos, sua baixa usinabilidade é outro aspecto que compromete a competitividade do segmento de moldes e outros que utilizem destes materiais. Frente aos desafios da usinagem dura, a presente pesquisa objetiva a otimização robusta multi-objetivo do fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido (55 HRC) em altas velocidades, de modo a alcançar níveis competitivos de qualidade superficial e aumentar a produtividade do processo de fresamento helicoidal. Foram utilizados o planejamento de experimentos, o projeto de parâmetro robusto com foco no arranjo cruzado, a metodologia de superfície de resposta e o método de restrição normal normalizado melhorado na condução dos experimentos, análise, modelagem e otimização de respostas de interesse. As respostas avaliadas no trabalho foram: a rugosidade média  $R_a$ , a rugosidade máxima  $R_z$ , a circularidade total  $Ron_t$ , a cilindricidade total  $Cyl_t$  e a taxa de remoção de material  $MRR$ . As variáveis de controle utilizadas foram o avanço axial por dente  $f_{za}$ , o avanço tangencial por dente  $f_{zt}$  e a velocidade de corte  $v_c$ . Para o projeto de parâmetro robusto foram consideradas como variáveis de ruído o comprimento em balanço da ferramenta  $l_{to}$  e a altura medida no furo  $l_b$ . O efeito das variáveis de controle nas respostas do processo foi discutido, as respostas foram modeladas em função da sua média e relação sinal/ruído, foram realizadas otimizações robustas bi-objetivo e multi-objetivo entre as respostas de qualidade e produtividade, encontradas as soluções Pareto ótimas filtradas e plotadas para exploração do *trade-off* entre as respostas. Ensaios de confirmação foram conduzidos de modo a avaliar a robustez da solução ótima escolhida em relação às duas variáveis de ruído. De modo geral, o estudo atestou a possibilidade de aumentar a produtividade do fresamento helicoidal, mantendo a qualidade dos furos. Comprovou-se a robustez da circularidade total em relação às duas variáveis de ruído e, confirmou-se para a circularidade total que a média dos ensaios de confirmação é igual à obtida pelo modelo de média.

**Palavras-chave:** Fresamento helicoidal, aço ABNT H13 endurecido, metodologia de superfície de resposta, projeto de parâmetro robusto e método de restrição normal normalizado melhorado.

## ABSTRACT

*Helical milling is an alternative to conventional drilling which, applied to the molds and dies industry, has a great impact on its competitiveness once it guarantees high levels of surface and geometrical quality, crucial to this industry. Excellent surface quality and the ability to drill holes with just one tool are some of the advantages of this process. In relation to the machining of hardened materials, its low machinability is another aspect that compromises the competitiveness of the mold segment and others that use these materials. Faced with the challenges of hard machining, the present research aims the robust multi-objective optimization of hardened AISI H13 steel (55 HRC) at high speeds in order to achieve competitive levels of surface quality and increase the productivity of the helical milling process. Experimental planning, robust parameter design with focus on crossed array, response surface methodology and enhanced normalized normal constraint method were employed in the conduction of experiments, analysis, modeling and optimization of responses of interest. The responses evaluated in the work were: the mean roughness  $R_a$ , the maximum roughness  $R_z$ , the total circularity  $Ron_t$ , the total cylindricity  $Cyl_t$  and the material removal rate MRR. The control variables used were the axial feed per tooth  $f_{za}$ , the tangential feed per tooth  $f_{zt}$  and the cutting speed  $v_c$ . For the robust parameter design, the tool overhang  $l_{to}$  and borehole width  $l_b$  were considered as noise variables. The possibility of increasing the productivity of helical milling, maintaining the quality of the holes was concluded. It was verified to the total circularity robustness in relation to the two noise variables and, it was confirmed for the total circularity that the average of the confirmation runs is equal to the mean model.*

**Keywords:** *Helical milling, AISI H13 hardened steel, response surface methodology, robust parameter design and enhanced normalized normal constraint method.*

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1. O fresamento helicoidal.....	7
Figura 2.2. Cinemática do fresamento helicoidal.....	13
Figura 2.3. Geometria do cavaco não deformado.....	15
Figura 2.4. Dimensões do cavaco não deformado (DENKENA <i>et al.</i> , 2011).....	16
Figura 2.5. Volume de corte frontal e periférico em duas vistas (BRINKSMEIER <i>et al.</i> , 2008).....	16
Figura 2.6. Planejamento: (a) Fatorial $2^2$ (b) Fatorial $2^3$ .....	24
Figura 2.7. Gráfico de efeitos lineares.....	26
Figura 2.8. Gráficos de interação sendo (a) ausência e (b) presença de interação.....	27
Figura 2.9. Planejamento composto central para $k = 3$ .....	29
Figura 2.10. Representação de um arranjo cruzado $2^3 \times 2^2$ .....	33
Figura 2.11. Espaço viável (a) nas unidades originais e (b) normalizado para um problema bi-objetivo.....	38
Figura 2.12. Região (hachurada) de soluções de Pareto não obtidas pelo método NNC.....	40
Figura 2.13. Plano de utopia normalizado segundo o método ENNC para $m = 3$ .....	43
Figura 4.1. <i>Setup</i> experimental dos experimentos planejados.....	46
Figura 4.2. Fresa <i>Coromill Plura</i> código ISO/ANSI R215.H4-10050DAC03H 1610 da <i>Sandvik®</i> (a) medidas; (b) detalhe duplo raio de ponta; (c) foto periferia; (d) foto frontal (PEREIRA, 2017) .....	46
Figura 4.3. (a) uma das ferramentas, (b) um dos corpos de prova, (c) o dispositivo de fixação montado com o corpo de prova e (d) o dispositivo de fixação desmontado utilizados no processo.....	47
Figura 4.4. (a) Medidor de perfil e rugosidade, (b) <i>Setup</i> : (i) Apoios, (ii) Dispositivo de fixação, (iii) Corpo de prova, (iv) Apalpador, (v) <i>Pick-up</i> e (vi) Perfilômetro.....	50
Figura 4.5. (a) Medidor de forma, (b) <i>Setup</i> : (i) Braço, (ii) Apalpador, (iii) Corpo de prova, (iv) Placa com castanhas, (v) Mesa hidráulica para centragem e nivelamento.....	51
Figura 4.6. Regiões de medição de (a) rugosidade e (b) circularidade.....	51



Figura 5.1. Perfil de rugosidade média para o experimento 2 ( $R_a = 0,21 \mu\text{m}$ , posição $240^\circ$ , fim do furo).....	52
Figura 5.2. Gráficos de efeitos principais para $R_a$ .....	55
Figura 5.3. Gráfico de interação para $R_a$ .....	56
Figura 5.4. Superfície de resposta para $R_a$ , $v_c = 110 \text{ m/min}$ .....	57
Figura 5.5. Superfície de resposta para $R_a$ , $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$ .....	58
Figura 5.6. Superfície de resposta para $R_a$ , $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ .....	58
Figura 5.7. Gráficos de efeitos principais para $SNR[R_a]$ .....	60
Figura 5.8. Superfície de resposta para $SNR[R_a]$ , $v_c = 110 \text{ m/min}$ .....	61
Figura 5.9. Superfície de resposta para $SNR[R_a]$ , $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$ .....	61
Figura 5.10. Superfície de resposta para $SNR[R_a]$ , $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ .....	61
Figura 5.11. Gráficos de efeitos principais para $R_z$ .....	64
Figura 5.12. Gráfico de interação para $R_z$ .....	64
Figura 5.13. Superfície de resposta para $R_z$ , $v_c = 110 \text{ m/min}$ .....	65
Figura 5.14. Superfície de resposta para $R_z$ , $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$ .....	66
Figura 5.15. Superfície de resposta para $R_z$ , $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ .....	66
Figura 5.16. Gráficos de efeitos principais para $SNR[R_z]$ .....	67
Figura 5.17. Gráfico de interação para $SNR[R_z]$ .....	68
Figura 5.18. Superfície de resposta para $SNR[R_z]$ , $v_c = 110 \text{ m/min}$ .....	69
Figura 5.19. Superfície de resposta para $SNR[R_z]$ , $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$ .....	69
Figura 5.20. Superfície de resposta para $SNR[R_z]$ , $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ .....	69
Figura 5.21. Perfil de circularidade total para o ensaio 14 ( $Ron_t = 6,11 \mu\text{m}$ , plano 14).....	70
Figura 5.22. Gráfico de efeitos principais para a média de $Ron_t$ .....	72
Figura 5.23. Gráfico de interação para a média de $Ron_t$ .....	73
Figura 5.24. Superfície de resposta para $Ron_t$ , $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/min}$ .....	74
Figura 5.25. Gráfico de efeitos principais para $SNR [Ron_t]$ .....	75
Figura 5.26. Gráfico de interação para $SNR [Ron_t]$ .....	76
Figura 5.27. Superfície de resposta para $SNR[Ron_t]$ , $v_c = 110 \text{ m/min}$ .....	77
Figura 5.28. Superfície de resposta para $SNR[Ron_t]$ , $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$ .....	77
Figura 5.29. Superfície de resposta para $SNR[Ron_t]$ , $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ .....	77
Figura 5.30. Perfil de cilindridade total para o ensaio 14 ( $Cyl_t = 15,16 \mu\text{m}$ , fim do furo).....	78
Figura 5.31. Gráfico de efeitos principais para $Cyl_t$ .....	79
Figura 5.32. Gráfico de interação para $Cyl_t$ .....	80

Figura 5.33. Superfície de resposta para $Cyl_t$ , $v_c = 110$ m/min.....	81
Figura 5.34. Superfície de resposta para $Cyl_t$ , $f_{zt} = 0,15$ mm/dente.....	82
Figura 5.35. Superfície de resposta para $Cyl_t$ , $f_{za} = 0,15$ $\mu$ m/dente.....	82
Figura 5.36. Gráfico de efeitos principais para $SNR[Cyl_t]$ .....	83
Figura 5.37. Gráfico de interação para $SNR[Cyl_t]$ .....	84
Figura 5.38. Superfície de resposta para $SNR[Cyl_t]$ , $v_c = 110$ m/min.....	85
Figura 5.39. Superfície de resposta para $SNR[Cyl_t]$ , $f_{zt} = 0,15$ mm/dente.....	85
Figura 5.40. Superfície de resposta para $SNR[Cyl_t]$ , $f_{za} = 0,15$ $\mu$ m/dente.....	85
Figura 5.41. Taxa de remoção de material para $v_c = 110$ m/min, $f_{zt} = 0,15$ mm/min e $f_{za} = 0,15$ $\mu$ m/min.....	86
Figura 5.42. Dendrograma de Ward.....	89
Figura 5.43. Fronteira de Pareto para $SNR[R_a]$ e $SNR[Ron_t]$ .....	91
Figura 5.44. Fronteira de Pareto para $SNR[R_a]$ e $SNR[Cyl_t]$ .....	92
Figura 5.45. (a) Fronteira de Pareto Filtrada para $SNR[R_a]$ e $MRR$ e (b) Fronteira de Pareto Filtrada e Normalizada para $SNR[R_a]$ e $MRR$ .....	94
Figura 5.46. (a) Fronteira de Pareto Filtrada para $SNR[Ron_t]$ e $MRR$ e (b) Fronteira de Pareto Filtrada e Normalizada para $SNR[Ron_t]$ e $MRR$ .....	95
Figura 5.47. (a) Fronteira de Pareto para $SNR[Cyl_t]$ e $MRR$ e (b) Fronteira de Pareto Normalizada para $SNR[Cyl_t]$ e $MRR$ .....	96
Figura 5.48. (a) Fronteira de Pareto Filtrada (b) Fronteira de Pareto Filtrada e Normalizada na otimização de $SNR[R_a]$ x $SNR[Ron_t]$ x $MRR$ .....	98
Figura 5.49. Fronteira de Pareto sem filtragem na otimização de $SNR[R_a]$ x $SNR[Ron_t]$ x $MRR$ .....	98
Figura 5.50. Testes de hipóteses para média $R_a$ dos ensaios de confirmação em relação à média do modelo de resposta.....	104
Figura 5.51. Testes de hipóteses para média $Ron_t$ dos ensaios de confirmação em relação à média do modelo de resposta.....	104

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Circularidade no fresamento helicoidal de aços endurecidos.....	19
Tabela 2.2. Rugosidade no fresamento helicoidal de aços endurecidos.....	20
Tabela 2.3. Ordem padrão para $2^k$ experimentos.....	25
Tabela 2.4. ANOVA para o fator $2^2$ .....	27
Tabela 2.5. Planejamento CCD para $k = 3$ com 4 pontos centrais.....	30
Tabela 4.1. Composição química do aço ABNT H13 fornecido pela Proaços.....	47
Tabela 4.2. Variáveis de controle e ruído adotados e seus níveis.....	48
Tabela 4.3. Planejamento experimental cruzado.....	49
Tabela 5.1. Planejamento experimental com a resposta $R_a$ .....	53
Tabela 5.2. ANOVA para $R_a$ .....	55
Tabela 5.3. ANOVA para $SNR[R_a]$ .....	59
Tabela 5.4. Planejamento experimental com a resposta $R_z$ .....	62
Tabela 5.5. ANOVA para $R_z$ .....	63
Tabela 5.6. ANOVA para $SNR[R_z]$ .....	67
Tabela 5.7. Planejamento experimental com a resposta $R_{on_t}$ .....	71
Tabela 5.8. ANOVA para $R_{on_t}$ .....	72
Tabela 5.9. ANOVA para $SNR[R_{on_t}]$ .....	75
Tabela 5.10. Planejamento experimental com a resposta $Cyl_t$ .....	79
Tabela 5.11. ANOVA para $Cyl_t$ .....	80
Tabela 5.12. ANOVA para $SNR[Cyl_t]$ .....	83
Tabela 5.13. Taxa de remoção de material calculada.....	86
Tabela 5.14. Matriz de correlação (* coeficiente de Pearson, ** p-valor).....	88
Tabela 5.15. Otimização da taxa de remoção de material.....	90
Tabela 5.16. Matriz <i>pay-off</i> para $SNR[R_a]$ x $SNR[R_{on_t}]$ .....	90
Tabela 5.17. Resultados da otimização entre $SNR[R_a]$ e $SNR[R_{on_t}]$ pelo ENNC.....	91
Tabela 5.18. Matriz <i>pay-off</i> para $SNR[R_a]$ x $SNR[Cyl_t]$ .....	92
Tabela 5.19. Resultados da otimização entre $SNR[R_a]$ e $SNR[Cyl_t]$ pelo ENNC.....	92
Tabela 5.20. Matriz <i>pay-off</i> para $SNR[R_a]$ x $MRR$ .....	93
Tabela 5.21. Resultados da otimização entre $SNR[R_a]$ e $MRR$ pelo ENNC.....	93
Tabela 5.22. Matriz <i>pay-off</i> para $SNR[R_{on_t}]$ x $MRR$ .....	94
Tabela 5.23. Resultados da otimização entre $SNR[R_{on_t}]$ e $MRR$ pelo ENNC.....	95

Tabela 5.24. Matriz <i>pay-off</i> para $SNR[Cyl_t]$ x $MRR$ .....	96
Tabela 5.25. Resultados da otimização entre $SNR[Cyl_t]$ e $MRR$ pelo ENNC.....	96
Tabela 5.26. Matriz <i>pay-off</i> para $SNR[R_a]$ x $SNR[Ron_t]$ x $MRR$ .....	97
Tabela 5.27. Matriz <i>pay-off</i> normalizada para $SNR[R_a]$ x $SNR[Ron_t]$ x $MRR$ .....	97
Tabela 5.28. Resultados da otimização entre $SNR[R_a]$ , $SNR[Ron_t]$ e $MRR$ pelo ENNC.....	99
Tabela 5.29. Solução com a menor distância euclidiana.....	102
Tabela 5.30. Ensaio de confirmação.....	103
Tabela 5.31. ANOVAS das variáveis de ruído nos ensaios de confirmação.....	103
Tabela 5.32. Intervalos de confiança e testes de hipótese para $R_a$ e $Ron_t$ .....	105

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas
- AENNC - *augmented-enhanced normalized normal constraint* (método da restrição normal normalizado aumentado e melhorado)
- AISI - *American Iron and Steel Institute* (instituto americano do ferro e do aço)
- ANOVA – *analysis of variance* (análise de variância)
- CAD - *computer aided manufacturing* (desenho/projeto auxiliada por computador)
- CAM - *computer aided manufacturing* (manufatura auxiliada por computador)
- CCD - *central composite design* (planejamento composto central)
- CFRP - *carbon fiber reinforced plastic* (plástico reforçado por fibra de carbono)
- CNC – *computer numeric control* (controle numérico computadorizado)
- DEMEC - Departamento de Engenharia Mecânica da UFSJ
- DOE - *design of experiments* (planejamento de experimentos)
- ENNC - *enhanced normalized normal constraint* (método da restrição normal normalizado melhorado)
- MRR - *material removal rate* (taxa de remoção de material)
- NBI - *normal boundary intersection* (método da interseção normal à fronteira)
- NNC - *normalized normal constraint* (método da restrição normal normalizado)
- OLS - *ordinary least squares* (mínimos quadrados ordinários)
- RPD - *robust parameter design* (projeto de parâmetro robusto)
- RSM - *response surface methodology* (metodologia de superfície de resposta)
- SB – *smaller is better* (menor melhor)
- SNR – *signal-to-noise ratio* (relação sinal/ruído)
- UFSJ – Universidade Federal de São João del-Rei
- UNIFEI – Universidade Federal de Itajubá
- WLS - *weighted least squares* (mínimos quadrados ponderados)
- WS - *weighted sum* (método das somas ponderadas)

## LISTA DE SÍMBOLOS

### 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

$D_b$  - 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 [mm/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

$h_{tan}$  - espessura do cavaco não deformado no corte periférico

$MRR$  – taxa de remoção de material em [mm<sup>3</sup>/min]

$n$  - rotação do fuso em [RPM]

$n_o$  - rotação orbital 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]

$v_{fp}$  - velocidade de avanço helicoidal da periferia da fresa em [mm/min]

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

$z$  - número de dentes da fresa

$\alpha$  - ângulo da hélice em [°]

$\varphi$  - ângulo de rotação da ferramenta [°]

$\omega$  - velocidade angular relacionada à rotação da fresa em [rad/s]

$\omega_o$  - velocidade angular relacionada à revolução orbital em [rad/s]

### Símbolos relacionados à metodologia de superfície de resposta

$\hat{\beta}_0$  – uma constante

$\mathbf{b}$  - vetor de coeficientes lineares de ordem  $k \times 1$

$\mathbf{B}$  - matriz com termos quadráticos e de interação de ordem  $k \times k$

GL - graus de liberdade

$k$  - número de variáveis de controle

$N$  - número de experimentos em um planejamento

$n$  - número de replicações em um planejamento fatorial

$n_a$  - número de pontos axiais

$n_c$  - número de pontos centrais

$n_f$  - número de pontos fatoriais

$r$  - número de coeficientes de regressão

$R^2$  - 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

$\mathbf{X}$  - matriz do planejamento de ordem  $N \times r$

$\mathbf{x}_0$  - ponto de interesse no espaço experimental

$\mathbf{x}^*$  - ponto estacionário

$y$  - resposta de interesse

$\hat{y}$  - valor predito pelo modelo para a resposta  $y$

$\mathbf{y}$  - vetor de respostas de ordem  $N \times 1$

$\alpha$  - nível de significância

$\beta$  - coeficiente de regressão

$\boldsymbol{\beta}$  - vetor de coeficientes de ordem  $r \times 1$

$\varepsilon$  - erro experimental

$\boldsymbol{\varepsilon}$  - vetor de erro de ordem  $N \times 1$

$\lambda$  - autovalor

$\sigma^2$  - variância

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

$\Omega$  - região experimental

### **Símbolos relacionados à otimização multi-objetivo - NNC**

$\mathbf{f}$  - vetor de funções objetivos

$f$  - vetor de funções objetivo normalizadas

$f_1^*, \dots, f_m^*$  - funções objetivo

$f^U$  - ponto de utopia

$f^N$  - ponto de nadir

$f^{PN}$  - ponto de pseudo-nadir

$m$  - número de funções objetivos

$r \ N$  - vetor linha de utopia

$n_{sub}$  - número de subproblemas

$w_{ij}$  - peso  $ij$

$Q$  - ponto no hiperplano de utopia

$\mathbf{w}$  - vetor de pesos

$\delta r$  - incremento normalizado

$\Phi$  - matriz pay-off

$\bar{\Phi}$  - matriz pay-off normalizada

### **Símbolos relacionados à distancia euclidiana**

$d_{j+}$  - distância Euclidiana

$\bar{f}_j^*$  - solução ótima de Pareto

$\bar{f}^U$  - ponto de utopia



# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>1</b>
<b>1.1</b>	<b>Contextualização da pesquisa</b> .....	<b>1</b>
<b>1.2</b>	<b>Objetivos</b> .....	<b>4</b>
<b>1.3</b>	<b>Justificativa</b> .....	<b>5</b>
<b>1.4</b>	<b>Delimitações</b> .....	<b>5</b>
<b>1.5</b>	<b>Estrutura da pesquisa</b> .....	<b>6</b>
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b> .....	<b>7</b>
<b>2.1</b>	<b>Fresamento helicoidal</b> .....	<b>7</b>
<b>2.1.1</b>	<b>Vantagens do fresamento helicoidal em relação à furação convencional</b> .....	<b>9</b>
<b>2.1.2</b>	<b>Cinemática do fresamento helicoidal</b> .....	<b>11</b>
<b>2.1.3</b>	<b>Aplicações</b> .....	<b>17</b>
<b>2.1.4</b>	<b>Qualidade no fresamento helicoidal</b> .....	<b>18</b>
<b>2.1.4.1</b>	<b>Circularidade</b> .....	<b>18</b>
<b>2.1.4.2</b>	<b>Rugosidade</b> .....	<b>19</b>
<b>2.1.4.3</b>	<b>Produtividade</b> .....	<b>20</b>
<b>2.1.5</b>	<b>Usinagem dura</b> .....	<b>21</b>
<b>2.1.6</b>	<b>Fresamento helicoidal no aço ABNT H13 endurecido</b> .....	<b>22</b>
<b>2.2</b>	<b>Planejamento de experimentos</b> .....	<b>23</b>
<b>2.2.1</b>	<b>Planejamento fatorial <math>2^k</math></b> .....	<b>23</b>
<b>2.2.2</b>	<b>Planejamento composto central</b> .....	<b>28</b>
<b>2.2.3</b>	<b>Metodologia de superfície de resposta</b> .....	<b>31</b>
<b>2.2.4</b>	<b>Projeto de parâmetro robusto</b> .....	<b>32</b>
<b>2.2.4.1</b>	<b>Arranjo cruzado e relação sinal/ruído</b> .....	<b>33</b>
<b>2.3</b>	<b>Otimização multi-objetivo</b> .....	<b>36</b>
<b>2.3.1</b>	<b>Formulação matemática para um problema multi-objetivo</b> .....	<b>37</b>
<b>2.3.1.1</b>	<b>Restrição normal normalizada</b> .....	<b>38</b>
<b>2.3.1.2</b>	<b>Restrição normal normalizada aumentada</b> .....	<b>40</b>
<b>2.3.1.3</b>	<b>Restrição normal normalizada melhorada</b> .....	<b>42</b>
<b>3</b>	<b>MÉTODO DE PESQUISA</b> .....	<b>44</b>
<b>4</b>	<b>PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL</b> .....	<b>45</b>
<b>4.1</b>	<b>Equipamentos e materiais para os ensaios</b> .....	<b>45</b>
<b>4.2</b>	<b>Parâmetros de corte adotados</b> .....	<b>48</b>

4.3	Planejamento experimental, métodos de análise e otimização .....	48
4.4	Procedimento de medição .....	50
5	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b> .....	52
5.1	Modelagem e análise da rugosidade dos furos .....	52
5.2	Modelagem e análise do erro de forma dos furos .....	70
5.3	Taxa de remoção de material .....	86
5.4	Seleção das respostas para otimização .....	87
5.5	Otimização da taxa de remoção de material .....	89
5.6	Otimização bi-objetivo pelo método NNC .....	90
5.7	Otimização multi-objetivo pelo método ENNC .....	97
5.8	Experimentos de confirmação .....	102
6	<b>CONCLUSÕES</b> .....	106
6.1	Contribuições do trabalho .....	107
6.2	Sugestões para trabalhos futuros .....	107
	<b>REFERÊNCIAS</b> .....	108

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Contextualização da pesquisa

A utilização de moldes e matrizes na produção em massa de componentes discretos tornam o desenvolvimento e manufatura dos mesmos de grande relevância para toda a cadeia produtiva. Essa grande relevância origina-se do efeito direto dos moldes e matrizes no tempo de processamento, custos e qualidade superficial e dimensional de componentes (ALTAN *et al.*, 2011). Diante do impacto que fornecem aos sistemas produtivos, é relevante o desenvolvimento de máquinas ferramenta e sistemas mais robustos, como CAD/CAM, ferramentas de alto desempenho para a usinagem dura e novas tecnologias para a indústria de moldes e matrizes (ALTAN *et al.*, 2011).

Aços ferramenta em conformidade com o grupo ABNT H são amplamente utilizados na fabricação de matrizes de trabalho a quente. O aço ferramenta ABNT H13 possui alta temperabilidade, bom desempenho à fadiga térmica, além de manter a tenacidade e a resistência mecânica em altas temperaturas. Devido à estas propriedades, pode ser empregado na fabricação de mandris de extrusão, matrizes, porta-ferramentas e moldes de plástico (NEWISHY *et al.*, 2015). Ainda sobre os aços ferramenta, na forma endurecida são comumente empregados em vários segmentos, como em aeronaves, matrizes, ferramentas de escavação e plantas industriais (RAMEZANI *et al.*, 2018). Por serem de difícil usinabilidade requerem ferramentas robustas e de alto custo e, portanto, o desenvolvimento de processos de usinagem mais eficientes (RAMEZANI *et al.*, 2018).

A furação convencional é uma das operações de usinagem mais importantes, representando cerca de 30% de todas as operações de corte de metais (TONSHOFF *et al.*, 1994). Como um dos processos de remoção de material mais básicos, é amplamente empregado nas indústrias de moldes e matrizes (ZHANG *et al.*, 2009). Nesse segmento o atendimento de especificações relacionadas à qualidade superficial e dimensional do furo são requisitos de extrema relevância com grande impacto em sua competitividade.

A usinagem de furos na manufatura de moldes em materiais endurecidos amplia a possibilidade de assegurar a competitividade dessa indústria visto as dificuldades de usinar esse tipo de material. Nesse sentido, a furação por fresamento helicoidal é uma alternativa à furação convencional que, além das vantagens em relação à produção de furos com qualidade superficial superior, maior vida da ferramenta, menor consumo de energia, custos com *setup* e

inventários de ferramenta (DENKENA *et al.*, 2008; GAO *et al.*, 2014; PEREIRA *et al.*, 2017a) tem apresentado resultados promissores na usinagem de materiais endurecidos como o aço ABNT D2 com 60 HRC (IYER *et al.*, 2007), aço ABNT 4340 com dureza de 34 a 45 HRC (SAADATBAKHSI *et al.*, 2017) e aço ABNT H13 com dureza de 45 a 55 HRC (PEREIRA *et al.*, 2019).

O desenvolvimento de processos mais robustos, seja para a produção de novos produtos ou melhoria dos já existentes, é outro ponto chave às indústrias. O planejamento e análise de experimentos (*Design of Experiments* – DOE) pode, de forma efetiva, contribuir para a melhoria de atividades cruciais à maioria das organizações. Através do planejamento de experimentos, o DOE permite a geração de dados apropriados para uma análise estatística eficaz (MONTGOMERY, 2013). É uma técnica que a partir de experimentos avalia quais variáveis são mais influentes nas respostas do processo sob análise. Determina a combinação dos níveis das variáveis de entrada que aproximarão as variáveis de saída ao valor ou característica alvo. Por fim, o planejamento de experimentos conduz à modelagem de processos para uma estimativa aproximada de uma determinada resposta ou variável de saída em função das variáveis de entrada do processo.

Com base no DOE e alguns métodos de análises de dados, Taguchi propôs a abordagem conhecida como Projeto de Parâmetro Robusto (*Robust Parameter Design* - RPD). O RPD busca o delineamento de sistemas que sejam insensíveis a fatores ambientais que na prática podem afetar seu desempenho, além do delineamento de processos que produzirão o mais próximo possível das especificações. Às variáveis as quais se tem pouco ou nenhum controle a nível prático são chamadas variáveis de ruído (MONTGOMERY, 2013). Previamente a percepção de Taguchi sobre a existência das variáveis de ruído, considerava-se apenas a influência das variáveis de controle nas respostas de interesse.

Nesse contexto, a metodologia de superfície de resposta (*Response Surface Methodology* - RSM) em conjunto com o RPD permite empregar o conceito robusto de Taguchi. A metodologia de superfície de resposta consiste em uma metodologia extremamente útil para modelagem e otimização de problemas cuja resposta de interesse é influenciada por diversas variáveis de entrada. Objetiva-se, utilizando técnicas matemáticas e estatísticas, alcançar um valor alvo (ótimo) onde as relações das variáveis de entrada (dependentes) com a variável de saída (independente) são desconhecidas (MYERS & MONTGOMERY, 1995).

No fresamento helicoidal, processo abordado no trabalho em questão, as variáveis de controle consideradas estão relacionadas à cinemática do processo. Foram consideradas como variáveis de controle (variáveis de entrada) desse processo os avanços axial e tangencial por

dente e a velocidade de corte. A escolha dos avanços axial e tangencial é justificada pela possibilidade de estudar os efeitos de ambas no corte frontal e periférico (PEREIRA *et al.*, 2017b).

Em relação às variáveis de ruído, foram consideradas o comprimento em balanço da ferramenta e a altura medida no furo. No que diz respeito ao comprimento em balanço da ferramenta, a usinagem de cavidades pode requerer elevado comprimento em balanço a fim de evitar colisões. No entanto, essa variável de ruído pode culminar na deflexão da ferramenta, prejudicar a estabilidade do processo e, conseqüentemente, a rugosidade, a forma e produtividade do mesmo (KULL NETO *et al.*, 2016). Sobre a altura medida no furo, a qualidade pode sofrer variação dependendo da profundidade do furo. Segundo Denkena *et al.* (2008), no final do furo a área de contato entre ferramenta e superfície do furo é maior. O que pode implicar em maior deflexão e esforços radiais, comprometendo a qualidade da superfície usinada. Através de técnicas usadas no RPD, pode-se determinar os níveis ótimos das variáveis de controle que diminuirão a sensibilidade do processo às variações das variáveis de ruído, aumentando assim, a robustez do processo (ARDAKANI & NOOROSSANA, 2008; SHIN *et al.*, 2011; BRITO *et al.*, 2016).

O critério de performance Relação Sinal/Ruído (*Signal-to-Noise Ratio* - SNR) é um medidor de desempenho proposto por Taguchi ao combinar a média e variância amostrais de cada combinação das variáveis de controle (KHURI, 2006). As respostas probabilísticas avaliadas no fresamento helicoidal foram também modeladas e analisadas estatisticamente em função de SNR de forma a alcançar na otimização do processo soluções robustas. Segundo Box (1988), quando o objetivo do problema é tornar a resposta a menor possível, o critério de performance a ser adotado é o critério conhecido por *smaller-the-better* (SB), ou seja, quanto menor melhor.

A otimização das respostas supracitadas visa assegurar a competitividade do fresamento helicoidal no aço ABNT H13 endurecido. Para tanto, a otimização de múltiplas respostas de interesse foi realizada uma vez que dificilmente a otimização de apenas uma resposta otimizará simultaneamente todas as respostas de interesse. Na otimização multi-objetivo um conjunto de soluções chamadas Pareto ótimas é encontrado e a otimização de uma das respostas implicará na piora de pelo menos uma dentre as outras.

O método da Restrição Normal Normalizada (*Normalized Normal Constraint* - NNC) proposto por Messac *et al.* (2003) com a melhoria implementada por Sanchis *et al.* (2008) intitulado de Restrição Normal Normalizada Melhorada (*Enhanced Normalized Normal*

*Constraint* - ENNC) foi utilizado na investigação para otimização conjunta de duas e três funções objetivos de modo a garantir uma boa exploração da fronteira de Pareto.

A presente investigação visa responder à seguinte pergunta: É possível aumentar a produtividade do fresamento helicoidal sem que isso comprometa a qualidade superficial e de forma do furo? Além disso, a variação, proveniente das variáveis de ruído, conferida às respostas analisadas pode ser minimizada?

## 1.2 Objetivos

O principal objetivo da pesquisa é a otimização robusta multi-objetivo do fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido utilizando altas velocidades. Aplicando altas velocidades de corte pretende-se também nesta investigação aumentar a produtividade do fresamento helicoidal, mantendo os níveis de rugosidade e erro de forma dos furos gerados.

Para tanto, os objetivos específicos da pesquisa são:

- Análise e modelagem da rugosidade média, rugosidade máxima, circularidade total e cilindricidade total no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido utilizando a metodologia de superfície de resposta e o projeto de parâmetro robusto;
- Análise e otimização da taxa de remoção de material do fresamento helicoidal;
- Otimização robusta bi-objetivo entre as respostas de qualidade e produtividade através do método ENNC;
- A partir da escolha das respostas mais representativas e não correlacionadas do processo realizar a otimização multi-objetivo para três funções objetivos pelo método ENNC;
- Plotagem das fronteiras de Pareto obtidas nas otimizações para exploração da relação de *trade-off* entre as respostas do processo;
- Realizar ensaios de confirmação de forma a avaliar a robustez da solução Pareto ótima encontrada.

### 1.3 Justificativa

O fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido tem relevância tanto para as indústrias de moldes e matrizes como para outros segmentos que utilizam de aços ferramenta no estado endurecido. Trabalhos que abordam o uso desse processo na usinagem do aço ABNT H13 endurecido ainda são escassos. Pereira *et al.* (2019) abordaram o fresamento helicoidal na usinagem do aço ABNT H13 endurecido. Outros trabalhos, como os de Iyer *et al.* (2007) e Ramezani *et al.* (2018) utilizaram o fresamento helicoidal no aço ABNT D2 endurecido, Saadatbakhsh *et al.* (2017) utilizaram o mesmo processo no aço ABNT 4340 endurecido. Portanto, há um leque de possibilidades a serem exploradas para um conhecimento ainda maior do processo, como o uso de velocidades de corte superiores às utilizadas comumente no fresamento helicoidal do aço H13 endurecido.

Pereira *et al.* (2019) atingiram furos com excelente qualidade microgeométrica e geométrica no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido com velocidades de corte entre 40 e 80 m/min. Os níveis de qualidade e produtividade atingidos são competitivos no contexto da manufatura de moldes e matrizes em materiais endurecidos. O presente trabalho utiliza velocidades de corte superiores as já aplicadas, entre 80 e 140 m/min.

### 1.4 Delimitações

A investigação aqui exposta limita-se à modelagem e otimização robusta multi-objetivo do fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido. Para o fresamento helicoidal delimitou-se o uso de fresas do tipo reta e inteiriça de metal duro e para o aço ABNT H13 a dureza de 55 HRC.

Foram avaliadas respostas de rugosidade, circularidade, cilindricidade e taxa de remoção de material. As variáveis de controle foram compostas pelos avanços axial e tangencial por dente e pela velocidade de corte. As variáveis de ruído foram o comprimento em balanço da ferramenta e a altura medida do furo.

Optou-se pela utilização do arranjo cruzado em detrimento do combinado. Apesar do primeiro não avaliar o efeito da interação ruído e processo como o segundo e exigir um número maior de experimentos, considerou-se interessante avaliar a robustez do fresamento helicoidal a partir de um arranjo externo de variáveis de ruído. No que diz respeito ao método de otimização, o método ENNC foi utilizado.

## 1.5 Estrutura da pesquisa

O estudo foi estruturado em sete capítulos. O primeiro limita-se a contextualizar e definir o problema de pesquisa. Aborda a importância da indústria de moldes e matrizes em outros segmentos, logo a necessidade dessa indústria em manter-se competitiva por meio de processos e sistemas mais robustos. O capítulo introdutório aborda também o trabalho com aços ferramenta endurecidos e o desafio de usinar esse tipo de material considerado de baixa/difícil usinabilidade. Na sequência, a ampla aplicação do processo de furação é realçada e, adicionalmente, resalta-se o fresamento helicoidal com uma alternativa à produção de furos em materiais de difícil usinabilidade. Por fim, os métodos de modelagem e otimização utilizados são mencionados, os objetivos, as justificativas, as delimitações da pesquisa e o método de pesquisa são abordados.

O segundo capítulo ocupa-se do estado da arte levantado durante todo o trabalho. O fresamento helicoidal bem como suas vantagens, cinemática e aplicações é apresentado. Do mesmo modo, as respostas relacionadas à qualidade e produtividade e à usinagem dura. Também se ocupa em resumir a metodologia de superfície de resposta, o projeto de parâmetro robusto com foco no arranjo cruzado e o método de otimização da restrição normal normalizado melhorado.

O terceiro capítulo classifica a natureza, objetivo e abordagem da pesquisa, assim como o seu objeto de estudo.

O quarto capítulo descreve o procedimento experimental considerando os equipamentos, ferramentas e materiais utilizados nos experimentos e medições. Também são descritas as variáveis de processo e ruído consideradas, além das respostas avaliadas.

O quinto capítulo apresenta os resultados e discussão. Inicialmente são discutidas as respostas e a modelagem de forma individual, com a finalidade de tentar confrontar os resultados com a literatura. Posteriormente, a otimização multi-objetivo é realizada com a finalidade de obter soluções Pareto ótimas para duas e três respostas do processo de fresamento helicoidal.

O sexto capítulo apresenta as conclusões da pesquisa, realçando os objetivos pretendidos e alcançados, assim como as contribuições da pesquisa e as oportunidades a serem desenvolvidas em trabalhos futuros, advindas das limitações deste trabalho e dos resultados obtidos.



## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 2.1 Fresamento helicoidal

O fresamento helicoidal é uma alternativa à furação convencional na produção de furos (IYER *et al.*, 2007; BRINKSMEIER *et al.*, 2008; DENKENA *et al.*, 2011; GAO *et al.*, 2014). É caracterizado por três movimentos: a rotação da fresa em torno do seu próprio eixo, a translação da mesma e deslocamento na direção axial. Os dois últimos movimentos realizados simultaneamente compõem a trajetória helicoidal (BRINKSMEIER *et al.*, 2008; LI *et al.*, 2014a; LI *et al.*, 2017). O processo é ilustrado na Figura 2.1.

O fresamento helicoidal tem sido utilizado na furação de materiais de difícil usinabilidade, como os aços endurecidos, ligas de titânio e laminados de matriz polimérica reforçada com fibras de carbono (IYER *et al.*, 2007; DENKENA *et al.*, 2008; ZHOU *et al.*, 2017a). Nos últimos anos, pesquisas voltadas à produção de furos por fresamento helicoidal têm ampliado o entendimento dessa nova tecnologia.

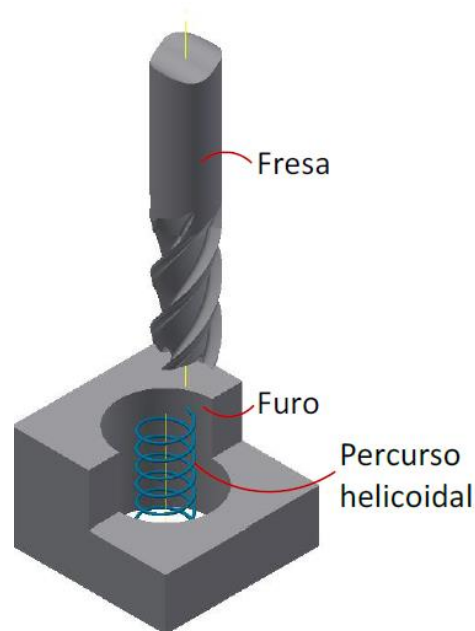


Figura 2.1. O fresamento helicoidal (Adaptado de PEREIRA *et al.*, 2019)

Denkena *et al.* (2008) confirmaram, através da modelagem da geometria dos cavacos, o impacto dos avanços axial e tangencial por dente nas forças do processo e na qualidade do furo usinado no fresamento helicoidal do PRFC/ Ti6Al4V. Os autores verificaram que o aumento

do avanço axial por dente culmina no aumento das forças de avanço e normal de avanço, enquanto o aumento do avanço tangencial por dente culmina na diminuição dessas forças. A precisão do diâmetro do furo também foi afetada pelos avanços axial e tangencial por dente. Observou-se que o aumento do avanço axial por dente resultou na redução dos desvios dos furos usinados, assim como o aumento do avanço tangencial por dente com o aumento do desvio dos furos. A deflexão da ferramenta, devido as forças de corte, é a principal responsável pelos desvios no diâmetro.

Qin *et al.* (2012a) compararam os processos de fresamento helicoidal e furação convencional em termos das forças de corte, qualidade do furo e desgaste da ferramenta na liga de titânio Ti6Al4V. Atestaram que o fresamento helicoidal se comparado à furação convencional apresentou significativa redução da força axial de corte, furos com qualidade superior e fresa em melhores condições de desgaste.

Gao *et al.* (2014) investigaram a produção de furos por fresamento helicoidal em um composto de matriz cerâmica reforçada com fibra de quartzo. Confirmaram as vantagens do processo na redução da força de corte, melhor dissipação de calor e qualidade do furo.

Zhao *et al.* (2015) conduziram experimentos de furação convencional e fresamento helicoidal na liga de titânio Ti6Al4V a fim de investigar a vida da ferramenta e a integridade superficial do furo. Observaram que no fresamento helicoidal a vida da ferramenta foi bem maior se comparada a vida da broca utilizada na furação, ambas sob as mesmas condições de corte.

Pereira *et al.* (2017a) estudaram a produção de furos por fresamento helicoidal na liga de alumínio Al 7075. Encontraram cenários sustentáveis para o processo considerando respostas como a força axial, a circularidade total e a taxa de remoção de material - relacionadas ao consumo de energia, qualidade geométrica do furo e produtividade, respectivamente.

Ramezani *et al.* (2018) usinaram amostras de aço AISI D2 endurecidos a 52 HRC por furação convencional e fresamento helicoidal com e sem pré-furo. Constataram que o fresamento helicoidal aumentou a eficiência do processo através da melhoria na vida da ferramenta e na rugosidade do furo e redução das forças de corte. Segundo os autores, do ponto de vista econômico, o fresamento helicoidal apresentou-se mais viável que a furação convencional.

### 2.1.1 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. No que diz respeito às condições sob as quais a furação convencional ocorre, Tonshoff *et al.* (1994) apontaram que, características como o espaço para evacuação do cavaco ser limitado aos canais da broca, desfavorece a produção de furos. Outro grave problema da furação é a velocidade de corte nula no centro da broca. Nessa região a remoção de material é realizada por extrusão em vez de corte. Os esforços radiais do processo ocasionam a deflexão da ferramenta limitando a produtividade do mesmo (IYER *et al.*, 2007; TONSHOFF *et al.*, 1994). Esse fenômeno pode levar a ocorrência de rebarbas no início e fim do furo na usinagem de peças metálicas (OLVERA *et al.*, 2012). Rey *et al.* (2016) ainda ressaltam o excessivo consumo de energia que pode ser gerado pelo aumento das forças e torque na furação. Outra desvantagem da furação convencional, que influencia negativamente o acabamento superficial e a precisão dimensional do furo usinado podendo até culminar na quebra catastrófica da ferramenta, é o atrito entre ferramenta, cavaco e material da peça (IYER *et al.*, 2007). A dissipação ineficiente de calor da superfície usinada e os altos esforços de corte são também características desse processo (IYER *et al.*, 2007; OLVERA *et al.*, 2012).

Em relação ao fresamento helicoidal e diferentemente da furação convencional, a remoção de material no centro da ferramenta é realizada por corte em vez de extrusão, resultando em 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). Pontuada por Denkena *et al.* (2008), uma das mais relevantes vantagens do fresamento helicoidal está na sua flexibilidade. 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. Os mesmos autores verificaram que o processo apresenta esforços de corte muito inferiores aos produzidos na furação convencional, eliminando a formação de rebarba durante a furação de metais. Em alguns casos, pode gerar furos mais precisos envolvendo um menor número de operações, reduzindo custos com processos e melhorando a produtividade da fabricação (REY *et al.*, 2016; LI *et al.*, 2017). Ainda em comparação com a furação convencional, o processo interrompido/intermitente de corte no fresamento helicoidal proporciona uma trégua à ferramenta em termos de carregamento térmico e leva a uma boa fragmentação do cavaco. Assim, há uma evacuação mais fácil do mesmo pelo espaço radial entre a ferramenta e a superfície do furo (IYER *et al.*, 2007). No caso de 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 furação por fresamento helicoidal é capaz de suprir consideravelmente os desafios técnicos da furação convencional além de aumentar a confiabilidade dos furos usinados.

O fresamento helicoidal também pode ser considerado um processo sustentável por permitir a redução de inventário com ferramenta e o aumento do ciclo de vida da mesma (PEREIRA *et al.*, 2017a). Além disso, a trajetória suave 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. O fresamento helicoidal também é vantajoso no quesito desgaste da ferramenta. Ramezani *et al.* (2018) confirmaram o menor desgaste da fresa devido ao breve contato entre fresa e peça e a menor taxa de remoção de material. Padrão de desgaste suave na periferia das cunhas de corte e furos com alta precisão também são apontados por Saadatbakhsh *et al.* (2017).

Outras vantagens desse processo em comparação à furação convencional são baixa formação de rebarba, melhor acabamento superficial (IYER *et al.*, 2007; DENKENA *et al.*, 2008; SASAHARA *et al.*, 2008; EGUTI & TRABASSO, 2014; FANG *et al.*, 2015) e redução da temperatura de corte. Esta é influenciada no fresamento helicoidal pela rotação do fuso e pela profundidade de corte (LIU *et al.*, 2014).

No que diz respeito à desvantagem da sua aplicação, do ponto de vista econômico o fresamento helicoidal é considerado menos produtivo por possuir tempo de furação superior ao tempo na furação convencional (COSTA *et al.*, 2015; REY *et al.*, 2016). Em contrapartida, a redução de inventário e *setup* compensam a menor produtividade do mesmo (BRINKSMEIER *et al.*, 2008; DENKENA *et al.*, 2008). Adicionalmente, a cinemática do fresamento helicoidal melhora a dissipação de calor e reduz os possíveis danos térmicos na superfície usinada e na fresa (GAO *et al.*, 2014).

Iyer *et al.* (2007) provaram a capacidade do processo em produzir furos de qualidade H7 com acabamento superficial Ra de 0,3  $\mu\text{m}$  no aço ABNT D2, dispensando outros processos, como o mandrilamento, para acabamento.

Denkena *et al.* (2008) verificaram níveis baixos de delaminação e dano nas fibras no fresamento helicoidal do compósito CFRP/Ti6Al4V. O que se deve a redução dos esforços de usinagem e da temperatura na aplicação do fresamento helicoidal na usinagem de compósitos.

Costa *et al.* (2015) investigaram a produção de furos por fresamento helicoidal no aço ABNT 1045 correlacionando a qualidade do furo com o tempo de corte. Observaram que na

operação de desbaste já foi possível alcançar alta qualidade superficial combinando baixas taxas de avanço na direção axial ( $f$ ) e maior velocidade de corte ( $v_c$ ), não comprometendo a produtividade do processo.

### 2.1.2 Cinemática do fresamento helicoidal

Como explicado anteriormente, no fresamento helicoidal o movimento da fresa é de rotação em torno do seu próprio eixo, translação e avanço axial, resultando no movimento da mesma em hélice. Se comparado a outros processos convencionais de usinagem, o fresamento helicoidal é mais complexo devido a trajetória circular e o deslocamento axial que ocorrem simultaneamente (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).

Li *et al.* (2014a) definem o fresamento helicoidal até certo ponto como uma combinação do fresamento periférico circular e o fresamento por mergulho. Porém, 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. Li *et al.* (2017) o definiram como uma combinação do fresamento circular periférico, com avanço na direção tangencial em um plano 2D, com o fresamento em mergulho, com avanço na direção 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; SAADATBAKHSI *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. Sendo assim, a cinemática no fresamento helicoidal baseia-se no sistema de coordenadas da peça.

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 m/min. Também chamada velocidade de avanço helicoidal da hélice,  $v_f$  representa 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 constituem o vetor soma na Eq. (2.1). 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 Eq. (2.2). Na Eq. (2.3),  $v_{fht}$  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 Eq. (2.4) (DENKENA *et al.*, 2008). A Figura 2.2 realça os parâmetros de corte derivados da trajetória helicoidal.

$$v_f = \sqrt{v_{fha}^2 + v_{fht}^2} \quad (2.1)$$

$$v_{fha} = f_{za} \cdot z \cdot n \quad (2.2)$$

$$v_{fht} = D_h \cdot \frac{v_{ft}}{D_b} \quad (2.3)$$

$$v_{ft} = f_{zt} \cdot z \cdot n \quad (2.4)$$

De acordo com Pereira *et al.* (2017b), para conhecimento do carregamento máximo de cavaco na cunha periférica de corte da fresa é necessário calcular a velocidade de avanço da periferia ( $v_{fp}$ ) em mm/min. O cálculo também é útil para a compensação do raio na programação. Há duas formas de expressar  $v_{fp}$ : como função da carga de cavaco, Eq. (2.5), e como função do avanço por dente ( $f_z$ ) em mm/dente, Eq. (2.6). A importância em calcular  $v_{fp}$  está em estimar a carga máxima na fresa, a qual ocorre no ponto de maior velocidade de avanço.

$$v_{fp} = \frac{D_b}{D_h} \cdot v_f \quad (2.5)$$

$$v_{fp} = f_z \cdot z \cdot n \quad (2.6)$$

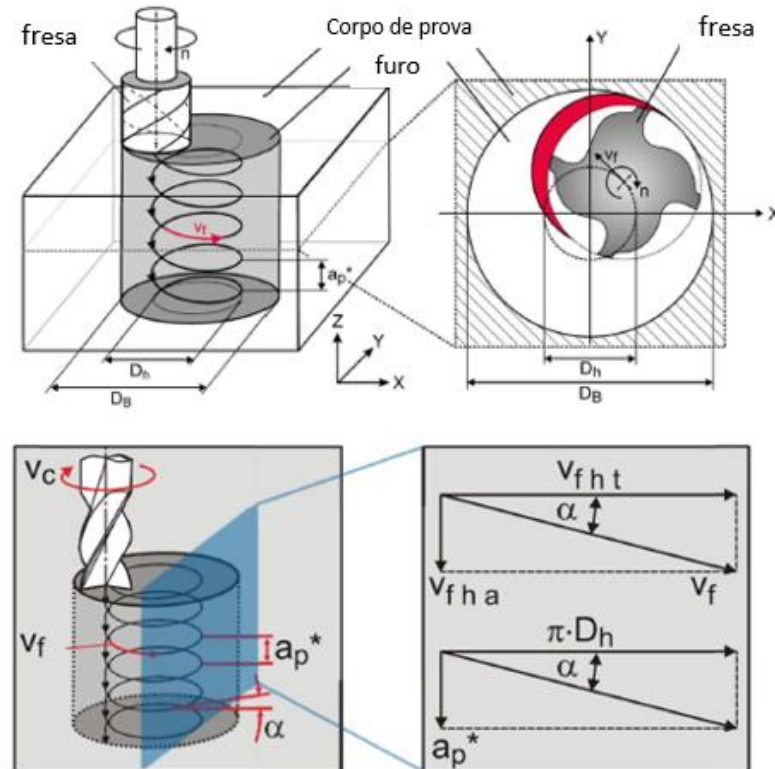


Figura 2.2. Cinemática do fresamento helicoidal (Adaptado de DENKENA *et al.*, 2008 e DENKENA *et al.*, 2011)

A profundidade de corte axial ( $a_p$ ) do processo, em mm, depende de  $v_{fha}$  e  $v_{fht}$ , conforme as Eq. (2.7) e (2.8). 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 Eq. (2.8), pode ser expressa também em termos de  $f_{za}$  e  $f_{zt}$ .

A profundidade de corte radial ( $a_e$ ) em mm, na obtenção de um furo em cheio, como é o caso dessa dissertação, 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 Eq. (2.9) (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 Eq. (2.10).

$$\alpha = \arctan\left(\frac{v_{fha}}{v_{fht}}\right) \quad (2.7)$$

$$a_p^* = \tan(\alpha) \cdot \pi \cdot D_h = \frac{f_{za} \cdot \pi \cdot D_b}{f_{zt}} \quad (2.8)$$

$$a_e = \frac{\pi \cdot D_b^2}{4} \cdot \frac{1}{\pi \cdot D_h} = \frac{D_b^2}{4 \cdot D_h} \quad (2.9)$$

$$a_e = \frac{D_b^2 - D_0^2}{4 \cdot D_h} \quad (2.10)$$

A cinemática do fresamento helicoidal pode ainda ser descrita em relação ao movimento angular e as velocidades angulares (WANG *et al.*, 2012; Li *et al.*, 2014b). Os parâmetros utilizados nessa perspectiva além de  $D_t$  e  $D_b$ , são a rotação do fuso ( $n$ ) e a rotação orbital  $n_0$ , ambas em rpm. Por meio  $n$  e  $n_0$  pode-se definir a velocidade angular relacionada à rotação da fresa ( $\omega$ ) e a velocidade angular relacionada à revolução orbital ( $\omega_0$ ), conforme Eq. (2.11) e (2.12).

$$\omega = \frac{2\pi n}{60} \quad (2.11)$$

$$\omega_0 = \frac{2\pi n_0}{60} \quad (2.12)$$

Segundo Brinksmeier *et al.* (2008) e Denkena *et al.* (2008), durante o fresamento helicoidal é possível identificar dois tipos de usinagem simultâneos: fresagem periférica com corte descontínuo na cunha de corte periférica e furação com corte contínuo na cunha de corte axial. O corte na cunha de corte periférica assemelha-se ao processo de fresamento, enquanto o corte na cunha de corte axial equivale a furação convencional ou ao fresamento por mergulho (PEREIRA *et al.*, 2017b).

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 2.3 e 2.4. 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).

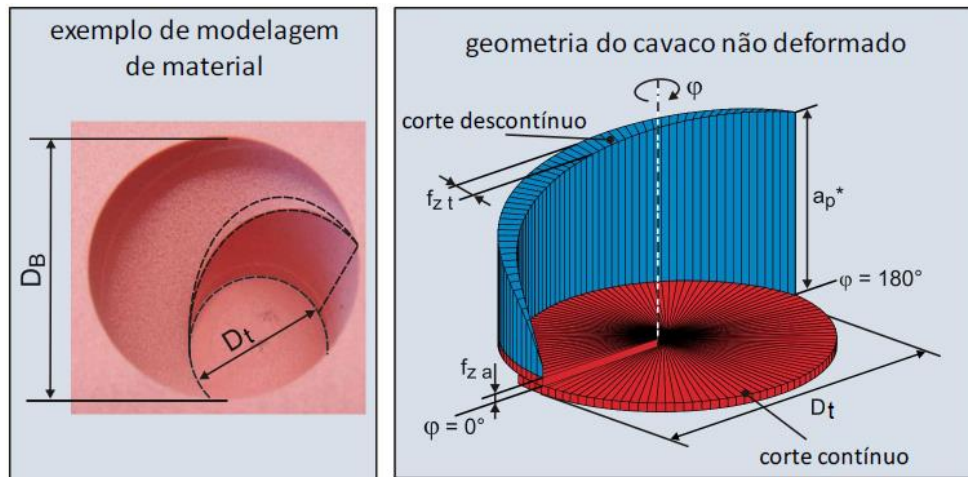


Figura 2.3. Geometria do cavaco não deformado (DENKENA *et al.*, 2008)

Ainda segundo Denkena *et al.* (2008), a superposição dos cortes contínuos e descontínuos no fresamento helicoidal resulta na formação de dois mecanismos de formação de cavaco. Em materiais dúcteis cavacos longos se formam continuamente na cunha de corte axial e cavacos bem pequenos se formam descontinuamente 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) e é apresentado na Figura 2.5.

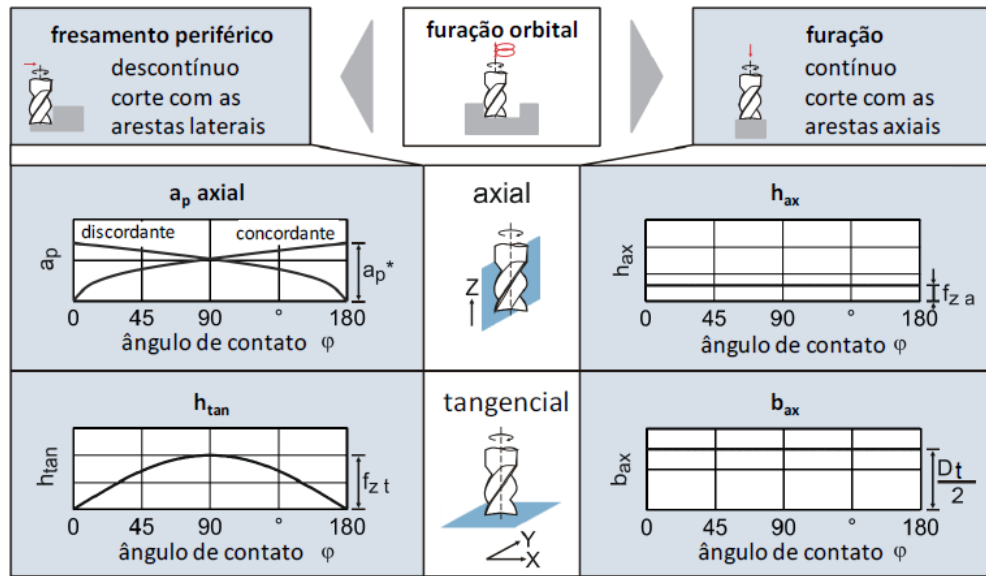


Figura 2.4. Dimensões do cavaco não deformado (DENKENA *et al.*, 2011)

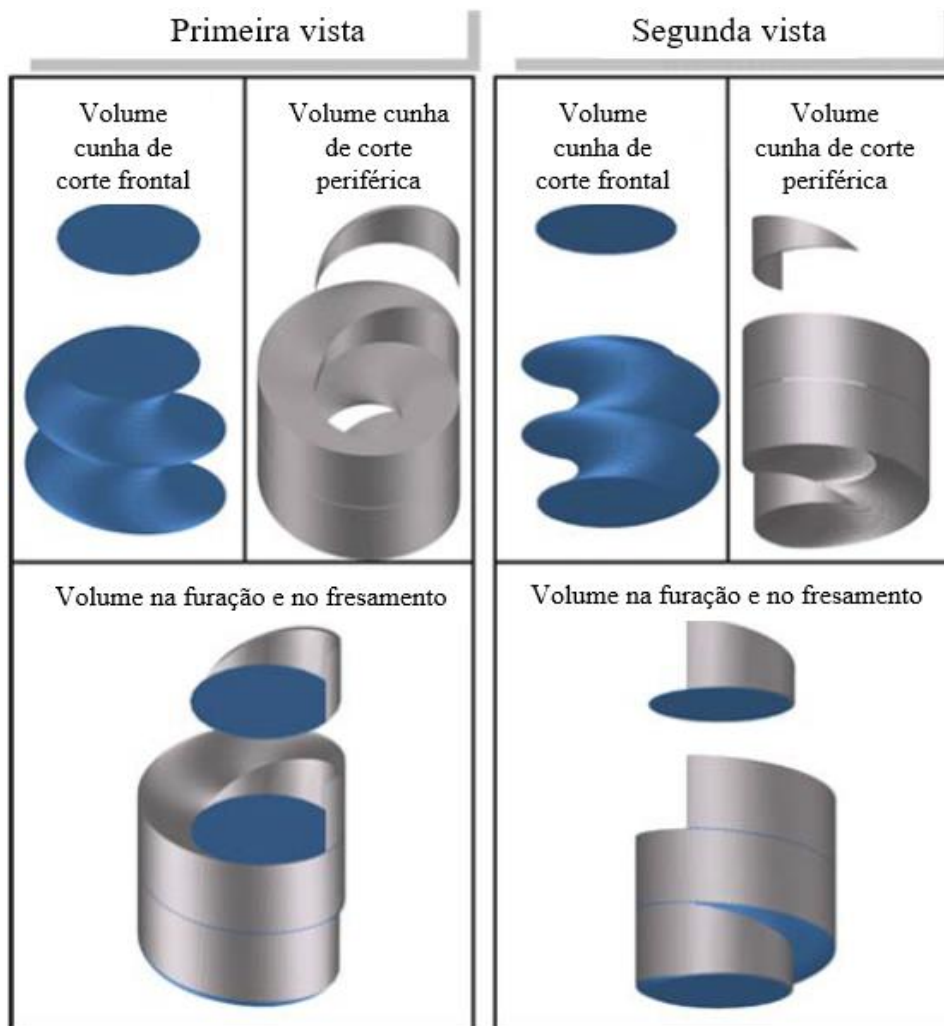


Figura 2.5. Volume de corte frontal e periférico em duas vistas (BRINKSMEIER *et al.*, 2008)

Em relação à programação usada no fresamento helicoidal, o código CNC pode ser suplementado por um ciclo de fresamento helicoidal específico de cada comando numérico ou via manufatura assistida por computador (*Computer Add Manufacturing* - CAM). 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 Eq. (2.13), (2.14), (2.15) e (2.16). O número de dentes da fresa é dado por  $z$  (LI *et al.*, 2017).

$$D_h = D_b - D_t \quad (2.13)$$

$$\alpha = \arctan \frac{a_p}{\pi D_h} \quad (2.14)$$

$$f_{zt} = \frac{v_f}{n \cdot z} \cdot \cos(\alpha) \quad (2.15)$$

$$f_{za} = \frac{v_f}{n \cdot z} \cdot \text{sen}(\alpha) \quad (2.16)$$

### 2.1.3 Aplicações

O fresamento helicoidal tem sido utilizado na manufatura de componentes em várias indústrias, como: espaciais, indústrias de energia e equipamento de escavação (Saadatbakhsh *et al.*, 2017). Na indústria aeronáutica pode ser aplicado no corte de compósitos (DENKENA *et al.*, 2008), em ligas de titânio (ZHAO *et al.*, 2015; ZHOU *et al.*; 2017a) e ligas de alumínio (LI *et al.*, 2017). Na usinagem de aços endurecidos, os quais requerem uma usinagem mais econômica já que utilizam ferramentas mais caras e robustas a difícil usinabilidade dos mesmos (RAMEZANI *et al.*, 2018), o fresamento helicoidal também se mostra viável devido à sua influência positiva na vida da ferramenta e, conseqüentemente, na redução de inventários.

A aplicação do fresamento helicoidal na usinagem de moldes e matrizes também pode ser considerada e justificada pelos altos custos relacionados aos processos de acabamento e semi-acabamento (cerca de 65%) (BRANDÃO *et al.*, 2011). Como a furação costuma ocorrer nos últimos estágios da fabricação, quando significativo valor já foi investido, faz-se necessário um processo com maior confiabilidade e robustez (TONSHOFF *et al.*, 1994). Iyer *et al.* (2007) aplicaram o fresamento helicoidal no aço ferramenta ABNT D2 endurecido (60 HRC), amplamente empregado na manufatura de moldes formados a frio.

## 2.1.4 Qualidade no fresamento helicoidal

Durante a manufatura de componentes, a qualidade pode afetar as propriedades e o desempenho dos mesmos (ABRÃO *et al.*, 2011). Os autores diversificam a qualidade na usinagem em textura superficial (irregularidades microgeométricas) e desvios geométrico e dimensional (irregularidades macrogeométricas).

De forma semelhante ao fresamento de moldes e matrizes no qual a qualidade é crítica aos custos finais do produto devido à influência do processo em operações subsequentes de acabamento e polimento (RIBEIRO *et al.*, 2012), no fresamento helicoidal a qualidade assume o mesmo papel importante na redução de custos com processos adicionais. Trabalhos como o de Olvera *et al.* (2012) e Pereira *et al.* (2019) evidenciam que sua cinemática permite a produção de superfícies de alta qualidade dispensando operações de acabamento adicionais como o mandrilamento ou alargamento.

### 2.1.4.1 Circularidade

Enquadrados na categoria de desvios macro geométricos (PETROPOULOS *et al.*, 2010), os erros de forma ou desvios de circularidade/cilindricidade podem dificultar a montagem de componentes (PEREIRA, 2017). A circularidade no fresamento helicoidal foi avaliada por autores como Saadatbakhsh *et al.* (2017), Zhou *et al.* (2017b) e Pereira *et al.* (2019).

A degradação da qualidade geométrica do furo pode ser afetada pela deflexão da ferramenta proveniente das forças radiais atuantes no fresamento helicoidal (IYER *et al.*, 2007). Segundo os autores, de forma a compensar essa deflexão pode-se utilizar no fresamento helicoidal uma fresa de diâmetro maior. No entanto, esse aumento diminui a razão entre corte periférico e axial, diminuindo a eficiência do processo. A diminuição do comprimento em balanço da ferramenta é uma outra alternativa. Além de diretamente relacionada as forças radiais no processo, a deflexão da ferramenta relaciona-se diretamente ao comprimento em balanço da ferramenta  $l_{to}$  (TRENT & WRIGHT, 2000) adotado como variável ruído na presente pesquisa.

A Tabela 2.1 apresenta o erro de forma de trabalhos que aplicaram o fresamento helicoidal em aços endurecidos. O fresamento helicoidal no aço ABNT H13 endurecido foi investigado primeiramente por Pereira *et al.* (2019) e Pereira *et al.* (2018) com as velocidades de corte nas condições 40 e 80 m/min. O presente estudo objetiva dar continuidade a essa

investigação, empregando a mesma operação (fresamento helicoidal) ao mesmo material (ABNT H13, 55 HRC) em altas velocidades, 80 e 140 m/min, o que ainda não foi estudado.

Tabela 2.1. Circularidade no fresamento helicoidal de aços endurecidos

Artigo	Sistema de Medição	Aço usinado	$D_b$ nominal [mm]	Circularidade [ $\mu\text{m}$ ]
Iyer <i>et al.</i> (2007)	ND*	ABNT/AISI D2 endurecido  60 HRC	16	Entrada do furo: 7 Saída do furo: 67
Saadatbakhsh <i>et al.</i> (2017)	Máquina de medição por coordenadas	ABNT/AISI 4340 endurecido  34 a 45 HRC	8	15 a 32
Pereira <i>et al.</i> (2019)	Medidor de forma	ABNT/AISI H13 endurecido 45 a 55 HRC	18	5 a 17

#### 2.1.4.2 Rugosidade

A superfície gerada após o processo de usinagem apresenta naturalmente desvios geométricos nos quais a rugosidade superficial se enquadra na categoria de desvios micro geométricos. Ela é, na maioria dos casos, inevitável devido à influência da ferramenta de corte durante o processo de remoção do cavaco (PETROPOULOS *et al.*, 2010). Neste sentido, Petropoulos *et al.* (2010) definem a rugosidade como a magnitude dominante relacionada a usinabilidade do material usinado, a forma da ferramenta, as condições de usinagem, as tolerâncias dimensionais e de forma requeridas, atrito, desgaste e, em geral, a funcionalidade da superfície gerada. A importância de avaliar a rugosidade dos furos está na sua influência direta na lubrificação, atrito, resistência a corrosão e a fadiga, entre outros (PEREIRA *et al.*, 2016).

Segundo Gadelmawla *et al.* (2002) e Petropoulos *et al.* (2010),  $R_a$ , altura média aritmética ou rugosidade média aritmética é o parâmetro de rugosidade mais utilizado no mundo do controle de qualidade. É calculado como a média aritmética dos valores absolutos dos desvios do perfil de rugosidade em relação à linha média, considerando um percurso de medição. Este parâmetro fornece uma boa descrição das variações de altura (GADELMAWLA *et al.*, 2002), mas por outro lado, é insensível a pequenas variações no perfil, não fornece

informações sobre as características relacionadas ao comprimento e não faz distinção entre picos e vales (PETROPOULOS *et al.*, 2010).

O parâmetro de amplitude  $R_z$ , altura de dez pontos ou altura média do pico ao vale é mais sensível a ocasionais altos picos e profundos vales que  $R_a$  (GADELMAWLA *et al.*, 2002; PETROPOULOS *et al.*, 2010). O sistema internacional ISO o define como a diferença em altura entre a média dos cinco picos mais altos e os cinco vales mais baixos ao longo do comprimento do perfil avaliado. O sistema alemão DIN o define como a média do somatório dos cinco picos mais altos e os cinco vales mais baixos ao longo do comprimento do perfil avaliado.

A Tabela 2.2 ilustra as rugosidades médias alcançadas no fresamento helicoidal de alguns aços endurecidos. O trabalho de Pereira *et al.* (2019), em especial, atingiu rugosidades média  $R_a$  de 0,19 a 0,44  $\mu\text{m}$  no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido, processo e material também abordados na investigação em questão.

Tabela 2.2. Rugosidade no fresamento helicoidal de aços endurecidos

Artigo	Sistema de Medição	Aço usinado	$D_b$ nominal [mm]	Rugosidade - $R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]
Iyer <i>et al.</i> (2007)	ND*	ABNT/AISI D2 endurecido 60 HRC	16	0,3
Saadatbakhsh <i>et al.</i> (2017)	Perfilômetro	ABNT/AISI 4340 endurecido 34 a 45 HRC	8	0,27 a 1,45
Pereira <i>et al.</i> (2019)	Perfilômetro	ABNT/AISI H13 endurecido 45 a 55 HRC	18	0,19 a 0,44
Ramezani <i>et al.</i> (2018)		ABNT/AISI D2 endurecido 52 HRC	10,5	0,5

\*Não definido

### 2.1.4.3 Produtividade

Nas operações de usinagem, a condição produtividade está diretamente relacionada com a taxa de remoção de material (*Material Removal Rate - MRR*) durante a manufatura (PEREIRA *et al.*, 2017b). Na manufatura de componentes a principal preocupação está na produção eficiente e de alta qualidade dos mesmos. Nesse sentido, altas velocidades de corte contribuem

para a eficiência produtiva de processos como o fresamento helicoidal cientificamente menos produtivo - no que se refere ao tempo de usinagem - que a furação convencional (REY *et al.*, 2016).

Por ser representada por um modelo determinístico, *MRR* pode ser avaliada em função dos parâmetros de corte utilizados no fresamento helicoidal (PEREIRA *et al.*, 2017b). De forma geral, *MRR* é representada no fresamento conforme a Eq. (2.17).

$$MRR = a_p^* \cdot a_e \cdot v_f \quad (2.17)$$

Os parâmetros retratados na equação acima podem ser substituídos pelos parâmetros de corte específicos ao fresamento helicoidal. Trabalhando as equações (2.1), (2.8) e (2.9) é possível chegar ao resultado simplificados na Eq. (2.18). A derivação de *MRR* em função dos parâmetros  $f_{za}$ ,  $f_{zt}$  e  $v_c$  para o fresamento helicoidal está demonstrada em Pereira *et al.* (2017b), apêndice A.

$$MRR = 250 \cdot z \cdot \frac{D_b^3}{D_h \cdot D_t} \cdot v_c \cdot \frac{f_{za}}{f_{zt}} \cdot \sqrt{f_{za}^2 + \left(f_{zt} \cdot \frac{D_h}{D_b}\right)^2} \quad (2.18)$$

Na presente pesquisa optou-se pela utilização de velocidades de corte superiores as até então utilizadas no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido de forma a aumentar a produtividade do processo. Pereira *et al.* (2019) adotaram velocidades de corte de 40 e 80 m/min ao mesmo processo e material endurecido abordados na presente pesquisa, com dureza variando entre 45 a 55 HRC. Alcançou rugosidades entre 0,19 e 0,44  $\mu\text{m}$  e circularidades entre 5 e 17  $\mu\text{m}$ . A investigação aqui exposta utilizou como velocidades de corte 80 e 140 m/min na usinagem do aço ABNT H13 endurecido a 55 HRC. Trabalhos que aplicaram tais velocidades ao fresamento helicoidal do aço H13 endurecido ainda são escassos.

### 2.1.5 Usinagem dura

Os aços são reconhecidos endurecidos quando endurecidos e temperados com durezas de 45 a 65 HRC (SANDVIK, 1862). São comumente utilizados em aeronaves, moldes, matrizes, ferramentas de escavação e plantas industriais e em comparação as aplicações de manufatura mais comuns - que envolve a usinagem no estado recozido, tratamento térmico, usinagem por descarga elétrica e acabamento manual - seus benefícios para a manufatura de

componentes de aço endurecido são substanciais em termos de redução de custos de usinagem e *lead times* (KOSHY *et al.* 2002). Quando comparados a outros aços, os aços endurecidos apresentam melhor desempenho no que diz respeito às suas propriedades mecânicas. No momento da usinagem os aços endurecidos se comportam de forma diferente dos aços convencionais (KOSHY *et al.*, 2002). O melhor desempenho, então, requer processos de usinagem mais robustos.

As diferenças atribuídas ao material os tornam materiais de difícil usinabilidade. A baixa ou difícil usinabilidade e, portanto, a exigência de ferramentas de corte mais caras, isto é, mais robustas ao corte duro, torna o desenvolvimento de uma usinagem mais econômica de suma importância para as indústrias que usinam esse tipo de material (RAMEZANI *et al.*, 2018). Segundo Ramezani *et al.* (2018), as características diferenciadas dos aços duros, por exemplo, tornam a realização de um pré-furo uma estratégia não viável na usinagem dos mesmos.

### **2.1.6 Fresamento helicoidal no aço ABNT H13 endurecido**

Na literatura atual poucos são os trabalhos que abordam o fresamento helicoidal do aço ABNT H13. Pereira *et al.* (2018) investigaram o fresamento helicoidal a seco na produção de furos para moldes e matrizes de aço ABNT H13 endurecido objetivando furos com acabamento de alta qualidade. O desgaste da ferramenta foi avaliado variando a velocidade de corte de modo a avaliar os mecanismos de desgaste e sua relação com as velocidades de corte. Verificou-se relação significativa entre a evolução do desgaste da fresa com a formação de rebarba na saída do furo. A otimização robusta multi-objetivo do fresamento helicoidal do aço ABNT H13, assim como na presente pesquisa, foi abordada por Pereira *et al.* (2019). A modelagem e otimização de respostas de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  e erro de forma  $Ron_t$  e  $Cyl_t$  foram realizadas para obtenção de soluções Pareto ótimas insensíveis a variação das variáveis de ruído consideradas.

Alguns trabalhos aplicaram o fresamento helicoidal em materiais endurecidos, como: Iyer *et al.* (2007) no aço ABNT D2 a 60 HRC, Saadatbakhsh *et al.* (2017) no aço ABNT 4340 entre 34 e 45 HRC, e Ramezani *et al.* (2018) no aço ABNT D2 a 52 HRC.



## 2.2 Planejamento de experimentos

Planejamento de Experimentos, Projeto de Experimentos ou mesmo DOE – *Design of Experiments* é uma abordagem que de forma sistemática investiga a relação entre as variáveis de um processo (MONTGOMERY, 2013).

O entendimento de um processo ou sistema pode ocorrer por meio da observação do mesmo operando, mas, em adição à observação, a compreensão das relações de causa e efeito no processo requer mais do que apenas observar. A alteração deliberada das variáveis de entrada e observação do que produzem nas variáveis de saída, ou seja, a condução de experimentos, complementam ou mesmo confirmam o aprendizado obtido com a observação.

Um experimento pode ser definido com um ou uma série de testes na qual o objetivo é verificar quais variáveis de entrada impactam nas variáveis de saída. Dessa forma, pode-se gerar um modelo que considere as variáveis de entrada influentes na variável de saída. A modelagem de um processo é útil na melhoria de mesmo ou em uma tomada de decisão.

As variáveis de entrada podem ser do tipo controláveis e incontroláveis. Sendo o primeiro tipo passível de controle na prática e o segundo passível de controle apenas no ambiente experimental. A partir desse ponto do trabalho, as variáveis de entrada também serão referidas por: variáveis de controle e variáveis de ruído.

Dentre algumas estratégias de experimentação para o planejamento e a condução de experimentos, como: tentativa e erro, um fator por vez e fatorial, o último caracteriza-se como o mais eficiente na condução de experimentos com várias variáveis de entrada. Nessa estratégia de planejamento as variáveis de entrada são alteradas de forma conjunta em vez de uma por vez, ou seja, a cada experimento (série de testes) ou réplica toda possível combinação entre os níveis das variáveis de controle terá sido testada. O planejamento fatorial contempla um número útil de variações que vai de fatoriais simples a casos especiais.

### 2.2.1 Planejamento fatorial $2^k$

De forma geral, os experimentos envolvem dois ou mais fatores a fim de identificar seus efeitos em uma variável de resposta (MONTGOMERY, 2013; MYERS *et al.*, 2009). Nesse contexto, os planejamentos fatoriais são os mais eficientes uma vez que a cada ensaio ou replicação completa todas as combinações possíveis dos níveis dos fatores são investigadas (MONTGOMERY, 2013).

O fatorial  $2^k$  é chamado fatorial de base dois (PEREIRA, 2017) uma vez que cada um dos  $k$  fatores de interesse possui apenas 2 níveis (MYERS *et al.*, 2009). Segundo Myers *et al.* (2013), o fatorial  $2^k$  tem muita importância no contexto de superfícies de resposta.

O planejamento fatorial mais simples envolve apenas 2 variáveis de controle e é conhecido como fatorial  $2^2$ . Os dois níveis podem ser quantitativos ou qualitativos e arbitrariamente chamados de baixo (-1) e alto (+1) (MYERS *et al.*, 2009) a fim de minimizar os efeitos de escala e unidade de medida. O planejamento fatorial  $2^2$  e  $2^3$  é ilustrado na Figura 2.6. Para  $k = 2$  e  $k = 3$  o arranjo fatorial pode ser ilustrado com um quadrado e um cubo, respectivamente, nos quais nos vértices estão as  $2^k$  combinações possíveis (BOX & JONES, 1992). Para  $k > 3$  o espaço  $k$ -dimensional é representado por um hipercubo.

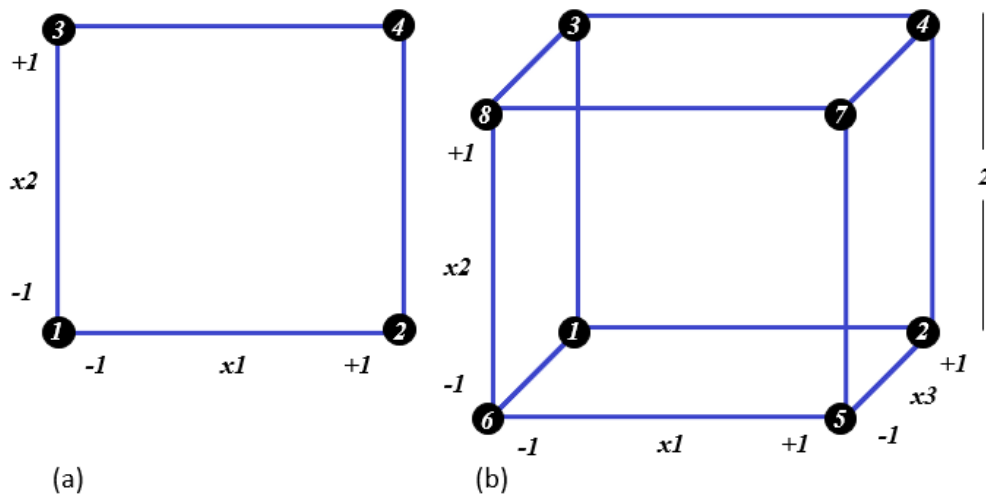


Figura 2.6. Planejamento: (a) Fatorial  $2^2$  (b) Fatorial  $2^3$

Segundo Montgomery (2013), é conveniente escrever as possíveis combinações dos experimentos em uma ordem padrão conforme apresenta a Tabela 2.3. Nela, pode-se observar que para  $2^0 = 1$ ,  $x_1$  tem seu nível alterado a cada linha. Para  $2^1 = 2$ ,  $x_2$  tem seu nível alterado a cada duas linhas. Para  $2^2 = 4$ ,  $x_3$  tem seu nível alterado a cada 4 linhas e assim sucessivamente. De forma geral,  $x_k$  tem seu nível alterado a cada  $2^{k-1}$  linhas. Deve-se destacar que os experimentos devem ser conduzidos aleatoriamente, e não na ordem padrão, de forma que o erro experimental (a variabilidade) seja normalmente distribuído.

Por meio do planejamento fatorial  $2^k$  pode-se obter uma superfície de respostas contendo os efeitos lineares e as interações de segunda ordem. A Eq. (2.19) apresenta a de forma genérica uma superfície de resposta.

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (2.19)$$

Tabela 2.3. Ordem padrão para  $2^k$  experimentos

Mudança de nível	$2^0$	$2^1$	$2^2$	$2^{\dots}$	$2^{k-1}$
Ordem padrão	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_{\dots}$	$x_k$
1	-1	-1	-1	...	-1
2	+1	-1	-1	...	-1
3	-1	1	-1	...	-1
4	+1	1	-1	...	-1
5	-1	-1	+1	...	-1
6	+1	-1	+1	...	...
7	-1	+1	+1	...	...
8	+1	+1	+1	...	...
$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$
$2^k$	+1	+1	+1	+1	+1

Em relação aos efeitos lineares, considerando um fatorial de base 2 com  $k = 2$  variáveis de controle ( $A$  e  $B$ ) com  $n$  replicações, somando  $2nk$  ensaios e as variáveis de controle codificadas em  $x_1$  para a variável de controle  $A$  e  $x_2$  para  $B$ , o efeito de  $A$  é definido como a diferença produzida na resposta pela mudança nos níveis desta variável. Do mesmo modo é calculado o efeito de  $B$ . A Figura 2.7 apresenta um gráfico para os efeitos lineares, também chamados efeitos principais. De forma geral, o efeito de uma variável de controle pode ser calculado como a diferença entre as médias da resposta medida nos níveis +1 e -1. A Eq. (2.20) define o cálculo para o efeito  $A$ . O coeficiente linear  $\beta_1$  é a inclinação da reta na Fig. 2.7 e pode ser calculado conforme Eq. (2.21) para  $\beta_1$ , como sendo a tangente do ângulo de inclinação, ou seja, a razão entre o efeito e a distância entre os níveis fatoriais (MONGOMERY, 2013).

$$A = \bar{y}_{A(+)} - \bar{y}_{A(-)} \quad (2.20)$$

$$\beta_1 = \tan \alpha = \frac{\bar{y}_{A(+)} - \bar{y}_{A(-)}}{2} \quad (2.21)$$

Além do efeito individual de cada variável de controle na resposta, há ainda o efeito da interação entre as variáveis de controle, ou seja, o efeito de uma variável de controle varia segundo o nível de controle de outra variável sob estudo. O efeito  $AB$  da interação entre duas variáveis de controle é calculado como a médias dos efeitos de  $A$  avaliado nos dois níveis de  $B$ .

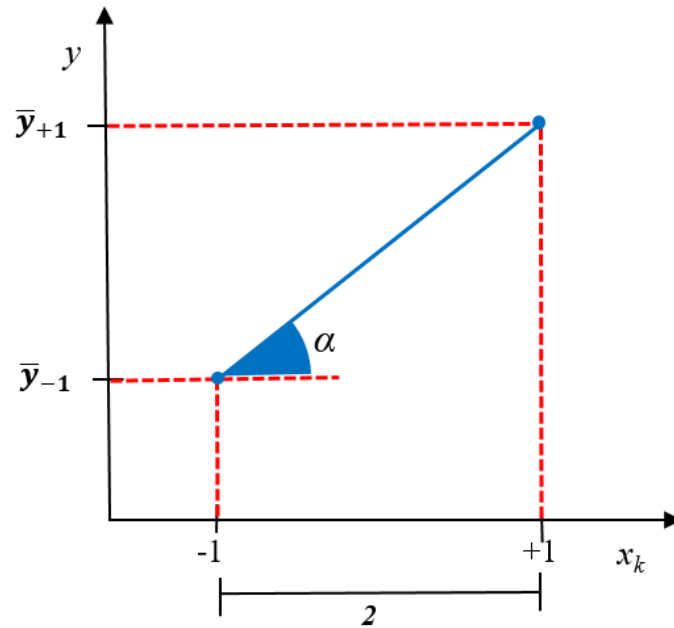


Figura 2.7. Gráfico de efeitos lineares

De forma análoga ao efeito linear, o coeficiente linear é calculado como a inclinação deste efeito médio. As Eq. (2.22) e (2.23) definem o efeito  $AB$  e o coeficiente linear e a Figura 2.8 ilustra os gráficos de interação, na qual no gráfico (a) a interação não é significativa e no gráfico (b) a interação é significativa. Na Fig. 2.8 (a) nota-se que o efeito de  $A$  permanece constante independentemente do nível da variável  $B$ . Na Fig. 2.8 (b), por outro lado, nota-se o efeito negativo de  $A$  na resposta quando  $B$  está no nível alto e positivo quando  $B$  está no nível baixo (MONTGOMERY, 2013).

$$AB = \frac{(\bar{y}_{+-} - \bar{y}_{--}) + (\bar{y}_{++} - \bar{y}_{-+})}{2} \quad (2.22)$$

$$\beta_{12} = \frac{AB}{2} \quad (2.23)$$

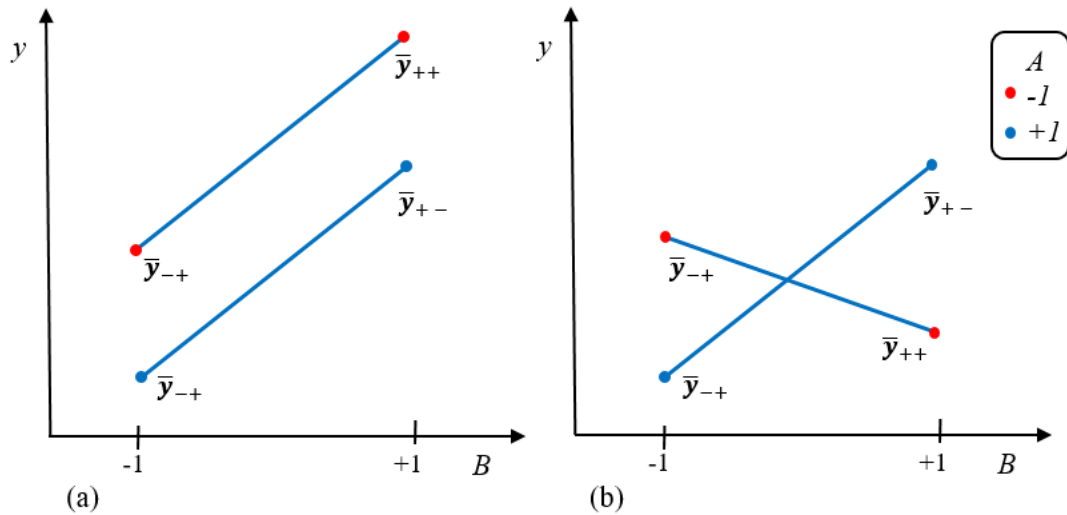


Figura 2.8. Gráficos de interação sendo (a) ausência e (b) presença de interação

A análise dos efeitos das variáveis de controle pode ser feita de forma simples pelo planejamento fatorial  $2^k$  através da análise de variância (ANOVA). A Tabela 2.4 ilustra o formato de uma ANOVA para o fatorial  $2^2$ . Nela a soma dos quadrados para cada efeito (linear e de interação) pode ser calculada pelo quadrado da diferença entre os totais dos níveis alto e baixo do efeito em questão (MYERS *et al.*, 2016). A Eq. (2.24) demonstra o cálculo para o efeito de  $A$ . O efeito de  $B$  e  $AB$  seguem o mesmo raciocínio.

Tabela 2.4. ANOVA para o fatorial  $2^2$

Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	$F_0$	p-valor
$A$	$SS_A$	$DF_A$	$SS_A/DF_A$	$MS_A/MS_E$	$p_A$
$B$	$SS_B$	$DF_B$	$SS_B/DF_B$	$MS_B/MS_E$	$p_b$
$AB$	$SS_{AB}$	$DF_{AB}$	$SS_{AB}/DF_{AB}$	$MS_{AB}/MSE$	$p_{AB}$
<i>Erro</i>	$SS_E$	$DF_E$	$SS_E/DF_E$		
<i>Total</i>	$SS_T$	$DF_T$			

$$SS_A = \frac{[\sum_{i=1}^{N/2} y_{A(+)} - \sum_{i=1}^{N/2} y_{A(-)}]^2}{n2^k} \quad (2.24)$$

A soma dos quadrados totais é calculada pela Eq. (2.25), na qual  $y_{ijk}$  representa cada uma das observações,  $i$  e  $j = 1, 2$ ;  $k = 1, 2, \dots, n$ ; e  $y_{..}$  equivale a soma total das  $N$  observações realizadas. A soma dos quadrados dos erros, Eq. (2.26), é calculada como a subtração da soma

dos quadrados totais pela soma dos quadrados de cada efeito considerado (MYERS *et al.*, 2016).

$$SS_T = \sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 \sum_{k=1}^2 y_{ijk}^2 - \frac{y_{...}^2}{n2^k} \quad (2.25)$$

$$SS_E = SS_T - SS_A - SS_B - SS_{AB} \quad (2.26)$$

Em continuidade ao entendimento da ANOVA, os graus de liberdade para os efeitos principais é calculado no fatorial  $2^k$  que, como mencionado anteriormente, possui dois níveis, como  $DF_A = DF_B = 2 - 1$ . Para a interação, então,  $DF_{AB} = DF_A \times DF_B = 1 \times 1 = 1$ . O grau de liberdade total equivale a  $DF_T = n2^k - 1$  e o grau de liberdade do erro  $DF_E = 2^k (n - 1)$  (MYERS *et al.*, 2016). Já  $F_0$  é uma estatística de distribuição  $F$ ,  $F_{u,v} \sim \mathcal{X}_u^2 / \mathcal{X}_v^2$ , que representa a razão entre duas variáveis aleatórias independentes que seguem a distribuição qui-quadrado. O  $MS_E$  é a estimativa da variância experimental que, em um procedimento experimental de qualidade deve garantir-se que seja baixo. Caso contrário, o cálculo da significância dos efeitos sob análise será comprometido. Por fim, o p-valor consiste na probabilidade associada ao valor calculado da estatística  $F_0$  para cada fonte de variação considerada.

## 2.2.2 Planejamento composto central

O planejamento composto central, também chamado arranjo CCD (*Central Composite Design*), proposto por Box e Wilson (1951), é a classe de arranjos mais popular para ajuste de modelos de segunda ordem (MONTGOMERY, 2013). Em notação matricial a Eq. (2.27) apresenta o modelo quadrático completo obtido através do arranjo CCD:

$$\hat{y} = \hat{\beta}_0 + \mathbf{x}^T \mathbf{b} + \mathbf{x}^T [\mathbf{B}] \mathbf{x} \quad (2.27)$$

Na qual,

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \beta_{11} & \beta_{12}/2 & \cdots & \beta_{1k}/2 \\ & \beta_{22} & \cdots & \beta_{2k}/2 \\ & & \ddots & \vdots \\ \text{sim} & & & \beta_{kk} \end{bmatrix} \quad \mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_k \end{bmatrix} \quad \mathbf{b} = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \vdots \\ \beta_k \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

Tem-se que  $\hat{\beta}_0$  é uma constante,  $B$  é uma matriz simétrica de ordem  $k \times k$  cuja diagonal principal abriga os coeficientes quadráticos do modelo exposto na Eq. (2.27) e os outros elementos constituem o efeito das interações dividido por dois;  $x$  é um vetor dos parâmetros de controle/processo; e  $b$  um vetor de coeficientes lineares de ordem  $k \times 1$ .

O arranjo CCD deve ser empregado depois de aplicado o fatorial com pontos centrais (modelo de primeira ordem). Identificada a falta de ajuste do modelo os pontos axiais são adicionados e pode-se, então, estimar os termos quadráticos a serem inseridos no modelo de segunda ordem. Além dos pontos fatoriais  $n_f = 2^k$  (ou fatorial fracionado de resolução V) e centrais  $n_c$ , o arranjo CCD inclui  $2k$  pontos axiais, os quais distam  $\rho$  do ponto central em escala codificada. A Figura 2.9 ilustra um arranjo CCD com  $k = 3$  e a Tabela 2.5 apresenta um planejamento CCD para  $k = 3$ . Em ambas a distância dos pontos centrais aos axiais é representada por  $\rho$  e 2 (aproximação de  $\rho = 1,68179$ ), respectivamente.

Uma propriedade importante de um modelo quadrático de superfície de resposta diz respeito à sua rotacionabilidade. Um modelo rotacionável, melhor dizendo, um arranjo rotacionável possui a mesma variância em todos os pontos cujas distâncias dos pontos ao centro do arranjo sejam iguais. A variância  $V[\hat{y}(x)]$  de qualquer ponto  $x$  é dada pela Eq. (2.29) apresentada na forma matricial.

$$V[\hat{y}(x)] = \sigma^2 x^T (X^T X)^{-1} x \quad (2.29)$$

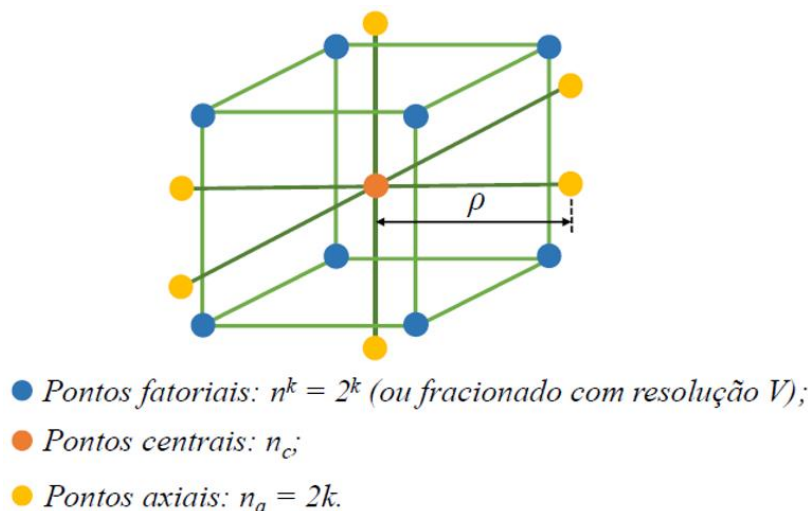


Figura 2.9. Planejamento composto central para  $k = 3$  (Adaptado de PEREIRA, 2017)

Os arranjos CCD podem variar, sendo basicamente diferenciados pela distância  $\rho$  dos pontos axiais aos centrais. Em conformidade com a capacidade dos parâmetros e equipamentos

utilizados no processo sob investigação, o arranjo CCD escolhido foi do tipo circunscrito com  $\rho = \sqrt[4]{2^k}$ , como ilustra a Fig. 2.9.

Tabela 2.5. Planejamento CCD para  $k = 3$  com 4 pontos centrais

Categoria	Mudança de nível	$2^0$	$2^1$	$2^2$
	Ordem padrão	$x_1$	$x_2$	$x_3$
fatoriais	1	-1	-1	-1
	2	+1	-1	-1
	3	-1	+1	-1
	4	+1	+1	-1
	5	-1	-1	+1
	6	+1	-1	+1
	7	-1	+1	+1
	8	+1	+1	+1
axiais	9	-2	0	0
	10	+2	0	0
	11	0	-2	0
	12	0	+2	0
	13	0	0	-2
	14	0	0	2
centrais	15	0	0	0
	16	0	0	0
	17	0	0	0
	18	0	0	0

Os coeficientes de regressão do fatorial  $2^k$  são estimados através do algoritmo Mínimos Quadrados Ordinários (*Ordinary Least Squares* - OLS). Matricialmente, Eq. (2.30) apresenta a equação para cálculo dos coeficientes de regressão.

$$\hat{\boldsymbol{\beta}} = (\mathbf{X}^T \mathbf{X})^{-1} \mathbf{X}^T \mathbf{y} \quad (2.30)$$

Na qual



$$y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ \vdots \\ y_N \end{bmatrix}_{Nx1} \quad X = \begin{bmatrix} 1 & x_{11} & x_{12} & \cdots & \cdots & x_{1r} \\ 1 & x_{21} & x_{22} & \cdots & \cdots & x_{2r} \\ 1 & x_{31} & x_{32} & x_{33} & \cdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{N1} & x_{N2} & \cdots & \cdots & x_{Nr} \end{bmatrix}_{Nxr} \quad \beta = \begin{bmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \beta_2 \\ \vdots \\ \beta_r \end{bmatrix}_{rx1} \quad \varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_0 \\ \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \vdots \\ \varepsilon_N \end{bmatrix}_{Nx1} \quad (2.40)$$

Na matriz  $X$  de ordem  $N \times r$ , no vetor de respostas  $y$  de ordem  $N \times 1$ , no vetor de erro aleatório  $\varepsilon$  de ordem  $N \times 1$  e na matriz do planejamento  $X$  de ordem  $N \times r$ :  $N = n2^k$  e  $r = 1 + k + k(k - 1)/2$ .

Segundo Myers *et al.* (2016), a estimação dos coeficientes por OLS minimiza o somatório do quadrado dos erros, ou seja,  $\sum_{i=1}^N \varepsilon_i = \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\varepsilon}$ . Vale ressaltar que os Mínimos Quadrados Ordinários são utilizados considerando a homogeneidade das variâncias. Para os casos em que a variância é heterocedástica o uso do método de Mínimos Quadrados Ponderados (*Weighted Least Squares* - WLS) pode apresentar melhores ajustes. Por WLS a regressão é ponderada considerando pesos como sendo o inverso dos quadrados dos resíduos.

### 2.2.3 Metodologia de superfície de resposta

No contexto do Projeto Robusto surge a Metodologia de Superfície de Resposta (*Response Surface Methodology* – RSM) como uma nova abordagem que aplicada ao RPD permitiu empregar o conceito robusto de Taguchi além de oferecer uma abordagem mais sólida e eficiente para o projeto e análise de experimentos (MONTGOMERY, 2013).

O conceito da RSM, proposto por Box e Wilson (1951), é de uma experimentação sequencial para construção de modelos apropriados que possibilitem o entendimento de um sistema ou processo. Esses modelos relacionam a resposta de interesse a um conjunto de variáveis independentes (KHURI, 2006). A metodologia de superfície de resposta faz uso de técnicas capazes de gerar modelos que representam precisamente uma região de ótimo da resposta sob investigação (MEYERS *et al.*, 2009).

Considerando uma resposta  $y$  dependente de  $k$  variáveis de controle  $x_1, x_2, x_3, \dots, x_k$ ,  $y$  pode ser modelada e otimizada em função dessas variáveis independentes. De forma geral, essa relação pode ser representada por

$$y = f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_k) + \varepsilon \quad (2.41)$$

onde  $\varepsilon$  é o erro proveniente de outras fontes de variabilidade não consideradas em  $f$  que, tratado como erro estatístico e assumindo ter uma distribuição normal com média zero e variância  $\sigma^2$ , pode ser definido como:

$$\begin{aligned} E(y) &= E[f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_k)] + E(\varepsilon) \\ E(y) &= f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_k) \end{aligned} \quad (2.42)$$

Para os casos que requerem um modelo de segunda ou maior ordem, a função pode ser aproximada pela expansão da série de Taylor em torno do ponto  $x_{10}, x_{20}, x_{30}, \dots, x_{k0}$ . A aproximação da resposta  $y$  pode ser representada pela Eq. (2.43).

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (2.43)$$

onde  $\beta_0$  é uma constante,  $\beta_i$  representa os coeficientes lineares do modelo,  $\beta_{ii}$  os coeficientes quadráticos e  $\beta_{ij}$  os coeficientes de interação.

#### 2.2.4 Projeto de parâmetro robusto

Projeto de Parâmetro Robusto (*Robust Parameter Design* – RPD) é uma metodologia desenvolvida por Taguchi com base em delineamento experimental (DOE) e alguns métodos de análise de dados. No RPD, a partir da identificação e escolha dos níveis das variáveis de controle em um processo, busca-se atingir dois objetivos: garantir que a média da variável resposta se aproxime do nível desejado (alvo) e garantir que a variabilidade em torno desse alvo seja a menor possível (MONTGOMERY, 2013). Além da ideia de desenvolver processos que produzirão o mais próximo possível das especificações, Taguchi trabalhou a minimização dos efeitos das variáveis chamadas de variáveis de ruído (ROBINSON e WULFF, 2006, p. 124).

Os métodos de análise e o procedimento experimental de Taguchi no RPD geraram controvérsias no que diz respeito à sua eficiência e efetividade, as quais foram o ponto de partida para que por um longo período pesquisas e novas abordagens e técnicas estatísticas fossem desenvolvidas e aplicadas em muitos casos. Nesse contexto, a Metodologia de Superfície de Resposta (*Response Surface Methodology* - RSM) aplicada em conjunto com o RPD permitiu empregar o conceito robusto de Taguchi e ofertar uma abordagem mais sólida e eficiente para o projeto de experimentos e análise (MONTGOMERY, 2013).

Segundo Montgomery (2013), além do delineamento de processos que produzirão o mais próximo possível das especificações, o RPD busca o delineamento de sistemas que sejam insensíveis a fatores ambientais que na prática podem afetar seu desempenho. Variáveis de ruído ou variáveis incontroláveis, citadas anteriormente, são fatores aos quais se tem nenhum ou pouco controle a nível industrial, mas geralmente podem ser controlados no âmbito da pesquisa. A percepção de Taguchi sobre a variabilidade que essas variáveis ruído podem causar nas variáveis de resposta do sistema foi outra importante contribuição do seu trabalho. Assim, uma parcela do projeto ou problema de parâmetro robusto ocupa-se em identificar as variáveis controláveis e de ruído que afetam o desempenho do processo ou produto e então encontrar a combinação das variáveis de controle que minimizarão a variabilidade transmitida pelas variáveis de ruído.

Neste sentido, é possível estudar experimentalmente o comprimento em balanço da ferramenta e a altura medida na superfície do furo como variáveis de ruído no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido de forma a minimizar seu efeito nas respostas avaliadas no processo.

#### **2.2.4.1 Arranjo cruzado e relação sinal/ruído**

A metodologia de Taguchi para projeto de parâmetros robusto envolve o uso de delineamentos ortogonais nos quais um arranjo ortogonal de variáveis de controle é cruzado com outro arranjo ortogonal de variáveis de ruído. O primeiro é conhecido por arranjo interno enquanto o segundo por arranjo externo (MYERS *et al.*, 2009). A Figura 2.10 apresenta uma representação gráfica para um arranjo cruzado  $2^3 \times 2^2$ , ou seja, com três variáveis de controle no arranjo interno e duas variáveis de ruído no arranjo externo, totalizando 32 observações. As coordenadas do arranjo interno são (1,0,0), (0,0,0), (1,1,0), (0,1,0), (1,0,1), (0,0,1), (1,1,1) e (0,1,1) tendo como referência o Eixo 1. Os pontos pretos representam a localização das observações.

Segundo Myers *et al.* (2009), as informações acerca da média e variância das observações são fornecidas por cada cenário contido no arranjo externo. Taguchi propôs combinar a média e variância amostrais de cada combinação dos fatores de controle dentro de um medidor de desempenho individual conhecido como Relação Sinal/Ruído (*Signal-to-Noise Ratio* - SNR). A análise estatística seria então feita na relação sinal/ruído (KHURI, 2006), usando SNR como variável de resposta.

Há diferentes abordagens SNR sugeridas por Taguchi dentre as quais a escolha depende do objetivo do experimentador. Segundo Box (1988), na SNR três problemas foram introduzidos por Taguchi, são eles:

1. Alcançar a dispersão mínima de alguma característica de qualidade com sua localização ajustada a algum valor alvo desejado;
2. Minimizar o produto da sensibilidade a variação transmitida pelos componentes;
3. Minimizar o produto da sensibilidade as flutuações ambientais.

Podem ser chamados, respectivamente, por: *problemas de proximidade ao alvo*, *robustez a variação transmitida* e *robustez a variação ambiental*.

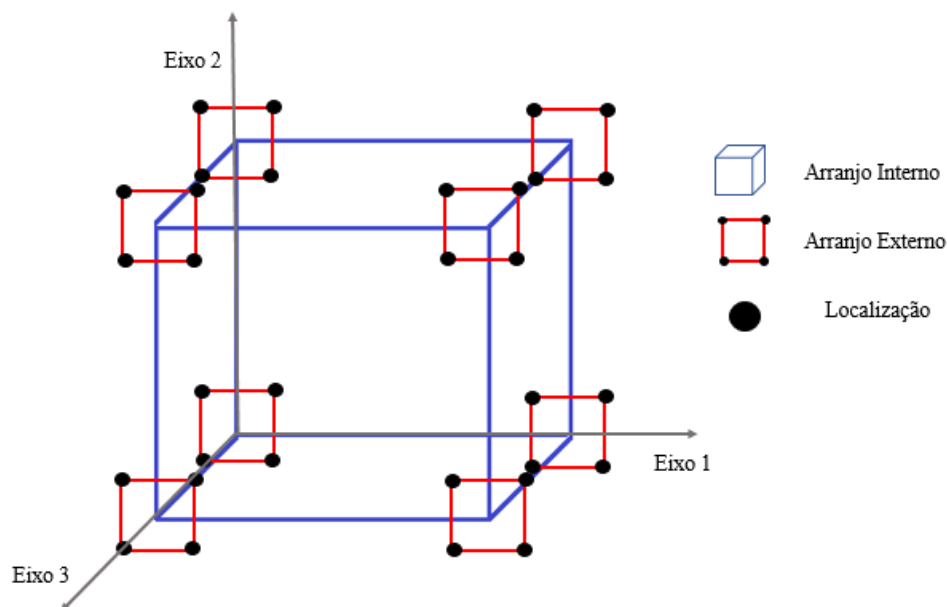


Figura 2.10. Representação de um arranjo cruzado  $2^3 \times 2^2$

A técnica sugerida por Taguchi objetiva a maximização da relação SNR o que equivale a minimização da perda quadrática (função perda), Eq. (2.44). A perda ocorre quando uma característica crucial de qualidade se desvia do valor alvo.

$$Q = (\mu - \tau)^2 + \sigma^2 \quad (2.44)$$

Na função perda  $\tau$  é o alvo (valor nominal),  $\mu$  e  $\sigma$  são a média e o desvio padrão da variável resposta. Após o ajuste da média ao alvo, que se dá pela identificação do fator de ajuste  $r$ , a

média é alterada de  $\mu$  para  $\tau$  que é  $r = \tau/\mu$  e o desvio padrão de  $\sigma$  para  $(\tau/\mu)\sigma$ . A função perda quadrática após o ajuste é dada por:

$$Q_a = (\tau/\mu)^2 \sigma^2 = \tau^2 (\sigma^2 / \mu^2) \quad (2.45)$$

Como  $\tau$  é o mesmo para diferentes condições do processo, pode-se comparar a sensibilidade da variável ruído pela comparação dos valores correspondentes de  $(\sigma^2/\mu^2)$  e vice-versa. Isso é equivalente a Relação Sinal/Ruído  $\eta = 10 \log_{10}(\mu^2/\sigma^2)$  (Nair *et al.*, 1992).

Segundo Box (1988), para qualquer planejamento que considere importante a análise da dispersão e a localização ( $\mu$  e  $\sigma$ ), o critério

$$SN_T = 10 \log_{10}(y^{-2}/s^2) \quad (2.46)$$

na qual  $\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i$  e  $s = \left[ \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2 \right]^{1/2}$  é empregado quando o objetivo é a *proximidade ao alvo (nominal é o melhor)*.

O critério

$$SN_S = -10 \log_{10} \left( \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) \quad (2.47)$$

é empregado quando o objetivo é tornar a resposta a menor possível, *quanto menor melhor (smaller-the-better)*.

E o critério

$$SN_L = -10 \log_{10} \left[ \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left( \frac{1}{y_i} \right)^2 \right] \quad (2.48)$$

é empregado quando o objetivo é tornar a resposta a maior possível, *quanto maior melhor (larger-the-better)*.

## 2.3 Otimização multi-objetivo

Na engenharia, a maioria dos problemas de otimização envolve duas ou mais funções objetivos às quais podem ser divergentes e conflitantes entre si (MESSAC *et al.*, 2003). Diante da inexistência de uma solução que simultaneamente otimize todas as funções, levanta-se a possibilidade de um arranjo de soluções Pareto ótimas (MONTGOMERY, 2013) que, conforme a escolha do experimentador, proverá a solução adequada ao seu objetivo. Segundo Messac *et al.* (2003), a melhoria do desempenho de uma função objetivo só ocorre mediante a piora no desempenho de pelo menos outra função objetivo.

Na escolha do método que gerará a fronteira de Pareto é desejável que o mesmo satisfaça a quatro atributos: (1) deve gerar um conjunto par de pontos de Pareto no espaço delineado; (2) deve gerar todas as soluções Pareto possíveis; (3) deve gerar apenas soluções de Pareto; e por fim, (4) deve ser de fácil aplicação (MESSAC *et al.*, 2003).

Segundo Logist e Impe (2012), abordagens como das Somas Ponderadas (*Weighted Sum - WS*), Interseção Normal à Fronteira (*Normal Boundary Intersection - NBI*) e Restrição Normal Normalizada (*Normalised Normal Constraint - NNC*) de Messac *et al.* (2003) para otimização de duas ou mais funções usam de técnicas como o escalonamento para gerações do arranjo de soluções de Pareto.

O método WS apresenta dificuldades na obtenção de um arranjo de soluções bem distribuídas e não-dominadas em fronteiras de Pareto não-convexas (DAS & DENNIS, 1997). O método NBI foi proposto de modo a suprir tais dificuldades (DAS & DENNIS, 1998). No entanto, segundo os próprios autores do método, para  $m \geq 3$  funções objetivos o NBI não é capaz de explorar totalmente a fronteira de Pareto. O NNC em sua primeira formulação, proposto por Messac *et al.* (2003), também encontrou a mesma dificuldade do NBI. Na sua segunda formulação, o NNC apresentou uma exploração completa, no entanto, com alto custo computacional (MESSAC & MATTSON, 2004). Sanchis *et al.* (2008), propôs uma melhoria ao NNC conduzindo ao método Restrição Normal Normalizada Melhorada (*Enhanced Normalised Normal Constraint – ENNC*), tornando possível uma melhor, mas não completa, exploração da fronteira de Pareto, logo, o balanceamento entre as funções objetivos.

### 2.3.1 Formulação matemática para um problema multi-objetivo

De forma genérica, um problema de otimização multi-objetivo pode ser descrito da seguinte maneira:

$$\text{Min } \mathbf{f}(\mathbf{x})_{\mathbf{x} \in \Omega} = [f_1(\mathbf{x}), f_2(\mathbf{x}), \dots, f_m(\mathbf{x})] \quad (2.49)$$

Onde  $\mathbf{f}(\mathbf{x})$  representa o vetor de funções objetivos, no qual  $f_i(\mathbf{x})$  é a  $i$ -ésima função para  $i = 1, 2, \dots, m$ ;  $\mathbf{x} = [x_1, x_2, \dots, x_k]$  representa o vetor de variáveis de decisão e  $\Omega$  é o espaço experimental do problema de otimização. A Figura 2.11 ilustra o espaço viável para problemas de otimização bi-objetivo ( $m=2$ ).

Os ótimos individuais, minimização, de cada função são chamados pontos de âncora e representados como  $f_1^*, f_2^*, \dots, f_m^*$ . O vetor ótimo é representado por  $\mathbf{x}^* = [x_1^*, x_2^*, \dots, x_k^*]$ . O ponto de utopia é expresso pelo vetor  $\mathbf{f}^U = [f_1(x_1^*), f_2(x_2^*), \dots, f_m(x_m^*)]$ , no qual  $f_1^* = f_1(x_1^*)$ . Note que o ponto de utopia não pertence à região de otimização viável. Para o caso bi-objetivo vê-se na Figura 2.11 a linha de utopia, já para o caso multi-objetivo tem-se um hiper-plano no qual está contido todos os pontos de âncora.

Contrário ao ponto de utopia, há o ponto de nadir o qual é expresso pela maximização das funções objetivo individuais,  $\mathbf{f}^N = [\text{Max}_{\mathbf{x} \in \Omega} f_1(\mathbf{x}), \dots, \text{Max}_{\mathbf{x} \in \Omega} f_m(\mathbf{x})]^T = [f_1^N, \dots, f_m^N]^T$ . Nele estão contidos os piores resultados para as funções objetivo em questão e, da mesma forma que o ponto de utopia, o ponto de nadir não pertence à região viável.

Por fim, o ponto de pseudo nadir reúne o pior resultado de cada função objetivo no espaço viável ou não. O ponto de pseudo nadir para a  $i$ -ésima função objetivo é dado por  $f_i^{PN} = \text{Max}_{\mathbf{x} \in \Omega} \{f_i(x_1^*), \dots, f_m(x_i^*), \dots, f_i(x_m^*)\}$ . A normalização das funções objetivo avaliadas, conforme ilustra a Figura 2.11 (b), é recomendável de modo a minimizar os efeitos de escala e unidades de medida, logo, do espaço objetivo (PEREIRA, 2017). A normalização é feita conforme ilustra a Eq. (2.50). No espaço objetivo normalizado os pontos de âncora estão a uma unidade do ponto de utopia o qual está posicionado na origem no sistema de coordenadas (MESSAC *et al.*, 2003).

$$\bar{f}_i = \frac{f_i - f_i^*}{f_i^{PN} - f_i^*} \quad (2.50)$$

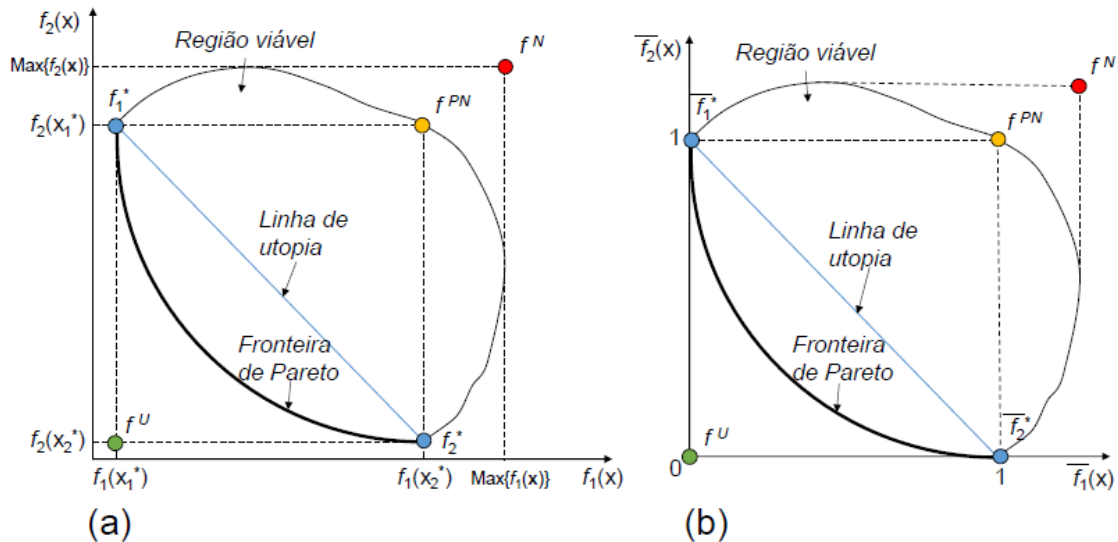


Figura 2.11. Espaço viável (a) nas unidades originais e (b) normalizado para um problema bi-objetivo (PEREIRA, 2017)

### 2.3.1.1 Restrição normal normalizada

No presente tópico, o método restrição normal normalizada (*Normalised Normal Constraint* - NNC), proposto por Messac *et al.* (2003) para problemas de otimização multiobjetivo, será apresentado. O método será descrito de modo a facilitar sua compreensão e então o entendimento do método complementar ENNC, desenvolvido por Sanchis *et al.* (2008), aplicado na dissertação em questão.

Previamente à apresentação do método é válido realçar que, enquanto no caso bi-objetivo uma linha une os dois pontos de utopia, para o caso multi-objetivo os  $m$  pontos de utopia configuram juntos um plano ou hiperplano de utopia. De forma geral, para  $m$  funções objetivo o método NNC pode ser formulado por:

$$\text{Min}_{x \in \Omega} \bar{f}_m \quad (2.51)$$

Sujeito a:

$$\bar{N}_r^T (\bar{f} - \bar{Q}_{ij}) \leq 0 \quad (2.52)$$

na qual  $\bar{N}_r$  são vetores do hiperplano de utopia, Eq. (2.53), tem-se que para o  $r$ -ésimo ponto de âncora,  $r = 1, 2, \dots, m-1$ , o  $r$ -ésimo vetor do hiperplano é aquele que liga o ponto de âncora  $\bar{f}_r^*$  até o  $m$ -ésimo ponto de âncora  $\bar{f}_m^*$ . Lembrando que, os pontos de âncora,  $f_1^*, f_2^*, \dots, f_m^*$ , são resultado da otimização individual das  $m$  funções objetivos consideradas.



$$\bar{N}_r = \bar{f}_m^* - \bar{f}_r^* \quad (2.53)$$

A restrição representada na Eq. (2.54) define os pontos no hiperplano de utopia considerando as restrições (2.55) e (2.56).

$$\bar{Q}_{ij} = \sum_{i=1}^m w_{ij} \bar{f}_i^* \quad (2.54)$$

$$0 \leq w_{ij} \leq 1 \quad (2.55)$$

$$\sum_{i=1}^m w_{ij} = 1 \quad (2.56)$$

A restrição definida na Eq. (2.53) configura a restrição normal normalizada do método, melhor dizendo, um conjunto de restrições, as quais consistem no produto interno entre os vetores do hiperplano de utopia  $\bar{N}_r^T$  e o vetor  $(\bar{f} - \bar{Q}_{ij})$  que liga o ponto  $\bar{Q}_{ij}$  no hiperplano de utopia a uma solução procurada na fronteira de Pareto.

Para geração do número de soluções Pareto ótimas  $\eta_r$  na direção do vetor  $\bar{N}_r$  do hiperplano de utopia, define-se o incremento normalizado  $\delta_r$  particionando a linha ao longo do vetor em  $\eta_r - 1$  segmentos, como expressa a Eq. (2.57).

$$\delta_r = \frac{1}{\eta_r - 1} \quad (2.57)$$

Para garantia de uma distribuição equidistante dos pontos no hiperplano de utopia com  $m$  dimensões  $\eta_r$  é dado pela Eq. (2.58), sendo  $\eta_1$  o número de pontos ao longo do vetor  $\bar{N}_1$ . O comprimento dos vetores  $(m-1)$  ou distância entre os pontos de âncora é definido por  $\|\bar{N}_r\|$  abaixo.

$$\eta_r = \frac{\eta_1 \|\bar{N}_r\|}{\|\bar{N}_1\|} \quad (2.58)$$

O cálculo de  $\delta_r$  apresentado na Eq. (2.57) é relevante uma vez que nessa primeira versão do NNC o *trade-off* entre as funções objetivos pode variar alterando as distâncias ( $\|\bar{N}_r\|$ ) entre os pontos de âncora.

Para problemas de otimização multi-objetivo, Das e Dennis (1998) demonstraram que o número de soluções Pareto ótimas  $n_{sub}$  é calculado conforme Eq. (2.59). Na qual  $m$  é o número de funções objetivo e  $\eta_r - 1$  é o inverso do espaçamento  $\delta_r$  entre dois pesos consecutivos.

$$n_{sub} = \binom{m + \eta_r - 2}{\eta_r - 1} \quad (2.59)$$

### 2.3.1.2 Restrição normal normalizada aumentada

De modo semelhante ao método NBI, a formulação do método NNC descrita anteriormente não garante a representação completa do arranjo de soluções na fronteira de Pareto para  $m \geq 3$  (MESSAC & MATTSON, 2004). Para  $m = 3$ , por exemplo, a região hachurada na Fig. 2.12 não é uma região possível, segundo o NNC. Observa-se claramente que os vetores normais ao plano de utopia, Eq. (2.51), não alcançam a região externa a esse plano. Para suprir tal deficiência, Messac e Mattson (2004) propuseram uma relaxação da restrição  $0 \leq w_{ij} \leq 1$ , presente na Eq. (2.55), para  $w_{ij}^l \leq w_{ij} \leq w_{ij}^u$ .

Os novos limites  $w_{ij}^l$  e  $w_{ij}^u$  são obtidos através das otimizações formuladas nas Eq. (2.60), (2.61), (2.62) e (2.63), respectivamente. Encontrados os limites  $w_{ij}^l$  e  $w_{ij}^u$ , um novo conjunto de  $\bar{Q}_{ij}$  pontos no hiperplano de utopia deve ser obtido a um mesmo espaçamento equidistante  $\delta_r$ . A formulação aprimorada então, consiste na substituição da restrição (2.55) pela restrição relaxada  $w_{ij}^l \leq w_{ij} \leq w_{ij}^u$ , sujeita as restrições (2.61) e (2.63), ambas normalizadas.

$$w_{ij}^l = \min_{(w,f)} w_{ij} \quad (2.60)$$

Sujeito a:

$$\bar{f}^* \leq \bar{f} \leq \bar{f}^N \quad (2.61)$$

$$w_{ij}^u = \max_{(w,f)} w_{ij} \quad (2.62)$$

Sujeito a:

$$\bar{f}^U \leq \bar{f} \leq \bar{f}^* \quad (2.63)$$

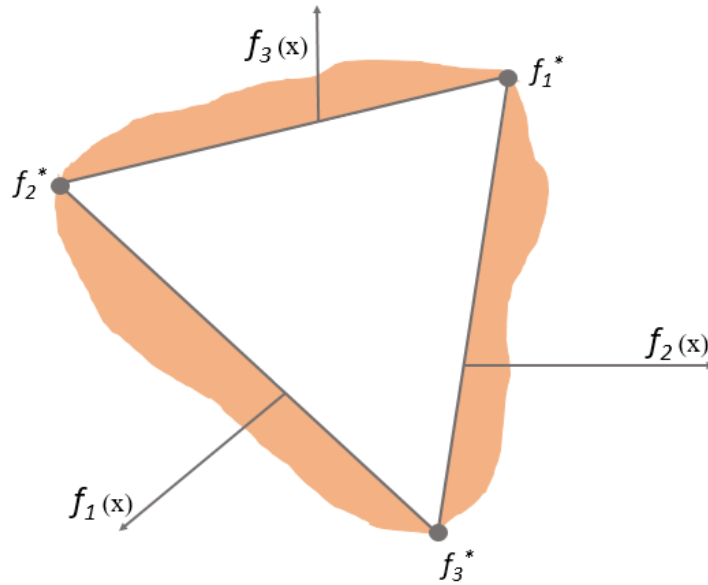


Figura 2.12. Região (hachurada) de soluções de Pareto não obtidas pelo método NNC.

Em suma, a formulação do método ANNC consiste na Eq. (2.51) que é sujeita a restrição da Eq. (2.52), dessa vez estritamente normal,  $\bar{N}_r^T(\bar{f} - \bar{Q}_{ij}) = 0$ , e as restrições expostas nas Eq. (2.52), (2.53) e (2.55) juntamente com a restrição relaxada  $w_{ij}^l \leq w_{ij} \leq w_{ij}^u$ , sujeita as restrições adicionais (independem de  $x$ ) (2.61) e (2.63). O objetivo da alteração do método é explorar toda a região hachurada na Figura 2.12 através do aumento do plano ou hiperplano de utopia. Segundo Messac e Mattson (2004), algumas soluções não Pareto ótimas ou soluções de Pareto locais podem ser geradas pelo método. De modo a eliminá-las deve-se aplicar um filtro de Pareto o qual a partir da compilação de cada ponto gerado identifica como ponto Pareto ótimo todo ponto que não seja pior que o ponto de pseudo-nadir e não seja dominado por outro *setup* ou por algum ponto de âncora.

Por fim, um ponto pertencente ao espaço de decisão viável é ótimo ( $x^*$ ) se não houver outro ponto pertencente ao mesmo espaço, tal que  $f_i(x) \leq f_i(x^*)$  para todo  $i$  e  $f_i(x) < f_i(x^*)$  para pelo menos uma função objetivo. Uma solução  $f(x^*)$  é não dominada se não existe outra solução, tal que  $f_i(x) \leq f_i(x^*)$  para todo  $i$  com pelo menos uma  $f_i(x) < f_i(x^*)$ . Caso contrário,  $f(x^*)$  é dominada.

### 2.3.1.3 Restrição normal normalizada melhorada

Um método complementar proposto por Sanchis *et al.* (2008) intitulado Restrição Normal Normalizada Melhorada (*Enhanced Normal Normalised Constraint – ENNC*) relaciona-se à redefinição do hiperplano de utopia (SANCHIS *et al.*, 2008).

Previamente ao ENNC, um conceito relevante na otimização multi-objetivo será apresentado: matriz *pay-off*. A matriz *pay-off*  $\Phi$  abrange todas as  $m$  funções objetivos de interesse. Considera os ótimos individuais de cada função na diagonal principal (vetor utopia  $f^U$ ) bem como os pontos de pseudo-nadir (vetor de pseudo-nadir  $f^{PN}$ ) tomados a partir da maximização dos valores que compõe cada linha da matriz. Além disso, cada coluna representa os respectivos pontos de âncora. O objetivo da matriz *pay-off*, genericamente apresentada a seguir, é avaliar os conflitos entre as  $m$  funções objetivos.

$$\Phi = \begin{bmatrix} f_1^*(x_1^*) & \cdots & f_1^*(x_i^*) & \cdots & f_1^*(x_m^*) \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_i^*(x_1^*) & \cdots & f_i^*(x_i^*) & \cdots & f_i^*(x_m^*) \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_m^*(x_1^*) & \cdots & f_m^*(x_i^*) & \cdots & f_m^*(x_m^*) \end{bmatrix} \quad (2.64)$$

A matriz *pay-off* pode ser normalizada da mesma forma que as funções objetivo. Idealmente a matriz normalizada seria composta por 0 na diagonal principal e 1 no restante da matriz, como apresentada a seguir.

$$\bar{\Phi} = \begin{bmatrix} \frac{f_1^*(x_1^*)-f_1^*}{f_1^{PN}-f_1^*} & \cdots & \frac{f_1^*(x_i^*)-f_1^*}{f_1^{PN}-f_1^*} & \cdots & \frac{f_1^*(x_m^*)-f_1^*}{f_1^{PN}-f_1^*} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{f_i^*(x_1^*)-f_i^*}{f_i^{PN}-f_i^*} & \cdots & \frac{f_i^*(x_i^*)-f_i^*}{f_i^{PN}-f_i^*} & \cdots & \frac{f_i^*(x_m^*)-f_i^*}{f_i^{PN}-f_i^*} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{f_m^*(x_1^*)-f_m^*}{f_m^{PN}-f_m^*} & \cdots & \frac{f_m^*(x_i^*)-f_m^*}{f_m^{PN}-f_m^*} & \cdots & \frac{f_m^*(x_m^*)-f_m^*}{f_m^{PN}-f_m^*} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \cdots & 1 & \cdots & 1 \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & \cdots & 0 & \cdots & 1 \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & \cdots & 1 & \cdots & 0 \end{bmatrix} \quad (2.65)$$

Na prática, no entanto, a diagonal principal nula é atingida enquanto nem todos os outros elementos da matriz alcançam a unidade. O que se justifica pela possível variação das distâncias  $\|\bar{N}_r\|$  entre as funções (pontos de âncora) no espaço objetivo normalizado uma vez que nem todas possuem a mesma relação de *trade-off* aos pares. No caso de funções objetivo correlacionadas, esse *trade-off* aos pares pode ser baixo se comparado a outro par não

correlacionado refletindo em resultados inconsistentes ou uma exploração incompleta da fronteira de Pareto. Essa limitação do método, para  $m \geq 3$ , impulsionou a melhoria do mesmo através da transformação dos pontos de âncora, logo, da matriz *pay-off* para obtenção da forma ideal (SANCHIS *et al.*, 2008).

Para  $m = 3$ , considerando as escalas das funções objetivo diferentes, a condição abaixo não é satisfeita:

$$\begin{aligned}\bar{f}_1(x_2^*) &= \bar{f}_1(x_3^*) \\ \bar{f}_2(x_1^*) &= \bar{f}_2(x_3^*) \\ \bar{f}_3(x_1^*) &= \bar{f}_3(x_2^*)\end{aligned}\tag{2.66}$$

Logo, os pontos de âncora não equivalem a:

$$\begin{aligned}\bar{f}_1^* &= [\bar{f}_1(x_1^*), \bar{f}_2(x_1^*), \bar{f}_3(x_1^*)] \\ \bar{f}_2^* &= [\bar{f}_1(x_2^*), \bar{f}_2(x_2^*), \bar{f}_3(x_2^*)] \\ \bar{f}_3^* &= [\bar{f}_1(x_3^*), \bar{f}_2(x_3^*), \bar{f}_3(x_3^*)]\end{aligned}\tag{2.67}$$

Caso a condição exposta na Eq. (2.66) fosse satisfeita, para  $m = 3$  o plano de utopia normalizado seria configurado conforme a Figura 2.13. Na qual  $f_1^* = [0,1,1]^T$ ,  $f_2^* = [1,0,1]^T$  e  $f_3^* = [1,1,0]^T$ .

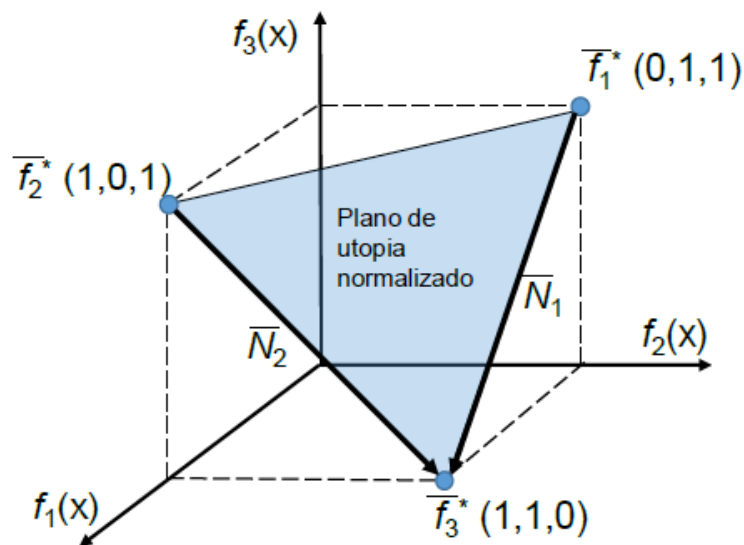


Figura 2.13. Plano de utopia normalizado segundo o método ENNC para  $m = 3$  (Adaptado de SANCHIS *et al.*, 2008)

Sanchis *et al.* (2008) propuseram uma transformação linear, Eq. (2.68), considerando inicialmente os pontos de âncora expostos na Eq. (2.63), de modo a superar a limitação para  $m \geq 3$ .

$$\bar{f}_i^* = \mathbf{T}(f_i^* - f^U) \quad (2.68)$$

Para  $m = 4$ , por exemplo, a transformação é realizada conforme a Eq. (2.69) de modo a tornar no espaço normalizado  $\|\bar{N}_1\| = \|\bar{N}_2\| = \|\bar{N}_3\|$ , logo  $\eta_1 = \eta_2 = \eta_3$ .

$$\begin{bmatrix} \bar{f}_1^* \\ \bar{f}_2^* \\ \bar{f}_3^* \\ \bar{f}_4^* \end{bmatrix}_{4 \times 1} = \begin{bmatrix} \mathbf{T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mathbf{T} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \mathbf{T} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mathbf{T} \end{bmatrix}_{4 \times 4} \begin{bmatrix} f_1^* - f^U \\ f_2^* - f^U \\ f_3^* - f^U \\ f_4^* - f^U \end{bmatrix}_{4 \times 1} \quad (2.69)$$

Por fim, a melhoria do NNC, ENNC, é dada pela transformação proposta na Eq. (2.68) para o primeiro método.

Quando se aborda a otimização multi-objetivo, após a obtenção e filtragem das soluções de Pareto, pode ser necessário classificá-las em função da proximidade de cada solução com o alvo desejado (ponto de utopia). Para tanto, um critério matemático pode ser útil ao tomador de decisão na definição da melhor solução Pareto ótima. A distância Euclidiana  $d_{j+}$  de cada solução Pareto ótima  $\bar{f}_j^*$  ao ponto de utopia  $\bar{f}^U$ , para  $j = 1, 2, \dots, n_{sub}$ , é calculada conforme a Eq. (2.70). A melhor solução será aquela cuja distância Euclidiana é a menor, ou seja,  $\text{Min}_{(j \in n_{sub})} d_{j+}$  (SAYYAADI *et al.*, 2012).

$$d_{j+} = \sqrt{\sum_{i=1}^m (f_{ij} - f_i^*)^2} \quad (2.70)$$

### 3 MÉTODO DE PESQUISA

Segundo Bryman (1989), a pesquisa em questão é classificada de natureza aplicada, de objetivo exploratório, abordagem quantitativa e fará uso do método experimental. O fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido em altas velocidades é o objeto de estudo do trabalho.

## 4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

A presente pesquisa utilizou de experimentos planejados para investigação do fresamento helicoidal em altas velocidades do aço ABNT H13 endurecido. Os experimentos planejados foram realizados no Laboratório de Fabricação e Metrologia do Departamento de Engenharia Mecânica – DEMEC da Universidade Federal de São João del Rei – UFSJ, em São João del Rei, Minas Gerais.

Os experimentos foram conduzidos para modelagem e otimização robusta do fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido, utilizando ar comprimido para remoção dos cavacos da zona de corte, caracterizando um processo com menor custo e maior sustentabilidade (IYER *et al.*, 2007). A utilização de lubrificantes além de trazer custos com fluido de corte, traz prejuízos ao meio ambiente.

### 4.1 Equipamentos e materiais para os ensaios

Os experimentos planejados de fresamento helicoidal no aço ABNT H13 endurecido foram realizados em um centro de usinagem *ROMI® Discovery 560* o qual possui potência máxima no eixo-árvore de 15 kW e rotação máxima de 10.000 RPM. O mesmo é equipado com comando numérico *Siemens®* modelo *Sinumerik 810D*, possui curso da mesa de 560 mm longitudinal (eixo X), 406 mm latitudinal (eixo Y) e 508 mm no curso do cabeçote (eixo Z). Foi utilizado um mandril hidráulico BT-40 norma DIN 1835-A/B modelo 34.90.010. O *setup* experimental é apresentado na Figura. 4.1.

Quatro fresas retas e inteiriças de metal duro da linha *Coromill Plura* código ISO R215.H410050DAC03H 1610 da *Sandvik®* com 10 mm de diâmetro,  $z = 4$  dentes,  $a_p(\text{máx}) = 0,3$  mm foram utilizadas na usinagem dos corpos de prova de aço ABNT H13 endurecido. A fresa é da classe GC 1610 da Sandvik, classe ISO H, de metal duro, com cobertura de (Ti,Al)N<sub>2</sub> depositada por PVD, indicada para fresamento duro. O desenho da fresa é exposto na Figura 4.2. A escolha desse tipo de fresa em detrimento da fresa com insertos indexáveis se deu pela capacidade da primeira em produzir furos com melhor qualidade geométrica (IYER *et al.*, 2007). Esse tipo de fresa possui duplo raio de ponta que garante alto avanço na direção tangencial uma vez que na usinagem dura há dificuldade de avançar axialmente. O ângulo máximo de usinagem em rampa é de 3°, respeitados em todos os ensaios a partir da correta

escolha dos níveis das variáveis de controle  $f_{za}$  e  $f_{zt}$ , que determinam a profundidade de corte axial máxima e o ângulo de hélice, conforme a Eq. (2.8).



Figura 4.1. Setup experimental dos experimentos planejados

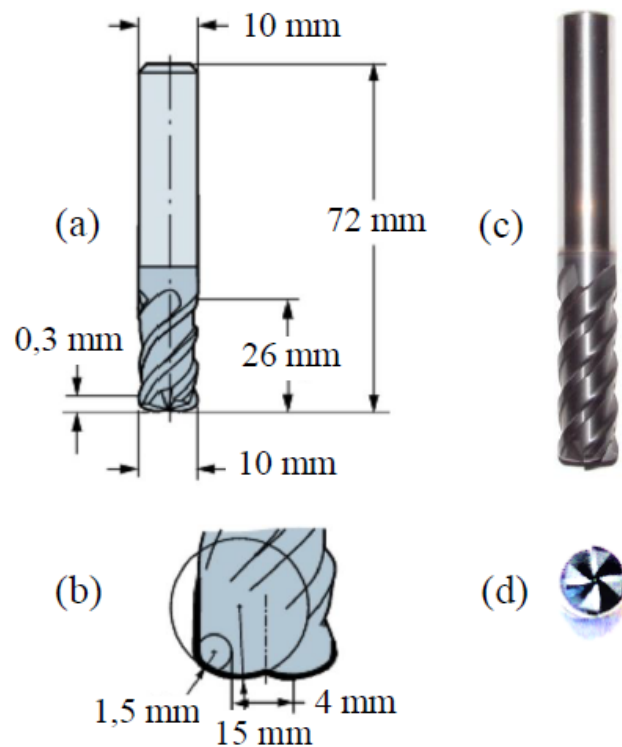


Figura 4.2. Fresa Coromill Plura código ISO/ANSI R215.H4-10050DAC03H 1610 da Sandvik® (a) medidas; (b) detalhe duplo raio de ponta; (c) foto periferia; (d) foto frontal (PEREIRA, 2017)



Os corpos de prova de aço ABNT H13 utilizados nos ensaios foram temperados com dureza de  $55 \pm 2$  HRC. São de formato cilíndrico com 24 mm de diâmetro e 20 mm de altura, tendo um ressalto com diâmetro de 25,40 mm para fixação dos mesmos. O diâmetro dos furos usinados foi de 18 mm. Foram fornecidos pela empresa Proaços e temperados (para aumentar a dureza e resistência mecânica) e revenidos (para corrigir a fragilidade e aliviar as tensões devido a têmpera) pela empresa Metaltemper, com resfriamento em óleo. A composição química nominal do aço ABNT H13 fornecido pela Proaços, em %wt, é dada na Tabela 4.1. A Figura 4.3 traz (a) as ferramentas, (b) um dos corpos de prova, (c) o dispositivo de fixação montado com o corpo de prova e (d) o dispositivo de fixação desmontado.

Tabela 4.1. Composição química do aço ABNT H13 fornecido pela Proaços

C	Mn	Si	Cr	Mo	V
0,40%	0,40%	1,00%	5,30%	1,40%	1,00%

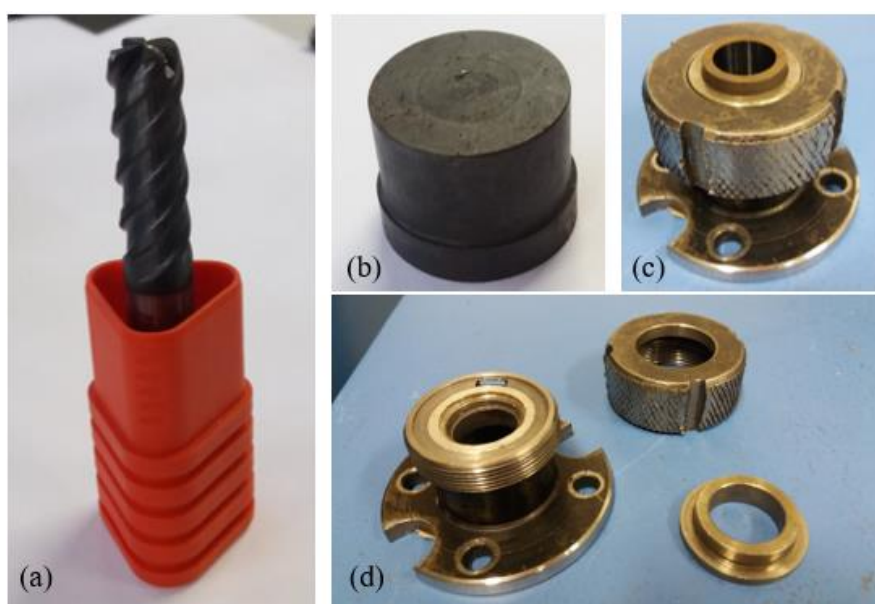


Figura 4.3. (a) uma das ferramentas, (b) um dos corpos de prova, (c) o dispositivo de fixação montado com o corpo de prova e (d) o dispositivo de fixação desmontado utilizados no processo.

## 4.2 Parâmetros de corte adotados

Os parâmetros de corte utilizados na usinagem foram  $f_{za}$  em  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ,  $f_{zt}$  em  $\text{mm}/\text{dente}$  e  $v_c$  em  $\text{m}/\text{min}$ . Tanto os parâmetros quanto seus níveis foram escolhidos respeitando as recomendações do fabricante da ferramenta e confirmados com testes preliminares. As velocidades de corte adotadas, mais altas do que as usuais para melhorar a produtividade do processo, respeitaram a capacidade do centro de usinagem. Segundo Pereira (2017), a velocidade de corte tem papel importante na usinagem no que se refere a produtividade, vida da ferramenta, temperatura, entre outros.

Como variáveis de ruído, optou-se pelo comprimento em balanço da ferramenta ( $l_{to}$ ) e a altura medida no furo ( $l_b$ ), ambas em mm. Entende-se por variável de ruído aquelas difíceis de controlar ou mesmo manter constante durante o processo. Da mesma maneira que a deflexão da ferramenta, o batimento radial não pode ser negligenciado na qualidade do furo. Em relação a altura medida no furo, conforme o contato fresa e furo aumenta, maior poderá ser a deflexão da ferramenta, culminando em desvios dimensional e de forma do furo. A Tabela 4.2 apresenta as variáveis de controle e de ruído adotadas no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido, bem como os níveis (fatoriais, centrais e axiais) aos quais foram testados.

Tabela 4.2. Variáveis de controle e ruído adotados e seus níveis.

Variáveis de controle	Níveis					Unidade
	Axial	Fatorial	Central	Fatorial	Axial	
$f_{za}$	0,07	0,1	0,15	0,2	0,23	$\mu\text{m}/\text{dente}$
$f_{zt}$	0,07	0,1	0,15	0,2	0,23	$\text{mm}/\text{dente}$
$v_c$	59,55	80	110	140	160,45	$\text{m}/\text{min}$
Variáveis de ruído						
$l_b$	Fim		Meio	Início		mm
$l_{to}$	31			35		mm

## 4.3 Planejamento experimental, métodos de análise e otimização

Os experimentos foram conduzidos com base em um planejamento composto central (*Central Composite Design* - CCD) de forma a viabilizar a obtenção de superfícies de segunda ordem. O planejamento experimental contém 40 ensaios uma vez que as medições no fim, meio e início do furo foram feitas em um mesmo corpo de prova. O planejamento consiste nos arranjos interno contendo as 3 variáveis de controle e externo com 2 variáveis de ruído, no

último  $l_{to}$  possui 2 níveis e  $l_b$  3 níveis, somando 6 possíveis cenários. Para a variável de ruído  $l_b$  os experimentos consideraram as medições em pontos distintos dos corpos de prova. O arranjo interno define 20 ensaios, dos quais: 8 são provenientes do fatorial completo ( $n_f = 2^k = 2^3$ ), 6 pontos axiais ( $n_a = 2k$ ) e 6 pontos centrais. A Tabela 4.3 ilustra o planejamento experimental cruzado.

Os *softwares* utilizados para modelagem e otimização das respostas foram o Minitab®, MS-excel®, Matlab®. O primeiro para as análises dos modelos de resposta através do WLS e obtenção dos gráficos de superfície de resposta. O segundo para organização dos dados medidos e o terceiro para otimizações a partir do algoritmo SQP e obtenção das fronteiras de Pareto para  $m=2$  e  $m=3$  funções objetivos.

Arranjo interno Variáveis de controle				Arranjo externo - Variáveis de ruído							
				$l_{to}$ [mm]	31	35	31	35	31	35	
				$l_b$	-	-1	-1	0	0	1	1
Ordem padrão	$f_{za}$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$f_{zi}$ [mm/dente]	$v_c$ [m/min]	Resposta no cenário							
				1	2	3	4	5	6		
1	0,1	0,1	80,0								
2	0,2	0,1	80,0								
3	0,1	0,2	80,0								
4	0,2	0,2	80,0								
5	0,1	0,1	140,0								
6	0,2	0,1	140,0								
7	0,1	0,2	140,0								
8	0,2	0,2	140,0								
9	0,1	0,2	110,0								
10	0,2	0,2	110,0								
11	0,2	0,1	110,0								
12	0,2	0,2	110,0								
13	0,2	0,2	59,5								
14	0,2	0,2	160,5								
15	0,2	0,2	110,0								
16	0,2	0,2	110,0								
17	0,2	0,2	110,0								
18	0,2	0,2	110,0								
19	0,2	0,2	110,0								
20	0,2	0,2	110,0								

Tabela 4.3. Planejamento experimental cruzado

#### 4.4 Procedimento de medição

As medições de rugosidade e circularidade dos corpos de prova usinados foram realizadas no Laboratório de Metrologia do DEMEC/UFSJ. Para medição das respostas de rugosidade, foi utilizado um medidor de rugosidade e perfil *Form Talysurf Intra* da *Taylor Hobson*®, que possui um deslocamento transversal de 50 mm, campo de medição de  $\pm 0,5$ mm, velocidade de deslocamento de até 10 mm/s, velocidade de medição de até 0,5mm/s, velocidade de retorno de até 10 mm/s e capacidade para medir parâmetros de rugosidade e ondulação. Para avaliação da circularidade, foi utilizado um medidor de forma *Talyround 131* da *Taylor Hobson*® com apalpador de rubi, alta gama de 2 mm, resolução normal de 30 nm e alta resolução de 6 nm. Para as medições de rugosidade foi considerado um comprimento de amostragem (*cut-off*) de 0,25 mm. As Figuras 4.4 e 4.5 expõe os equipamentos e o procedimento de medição.

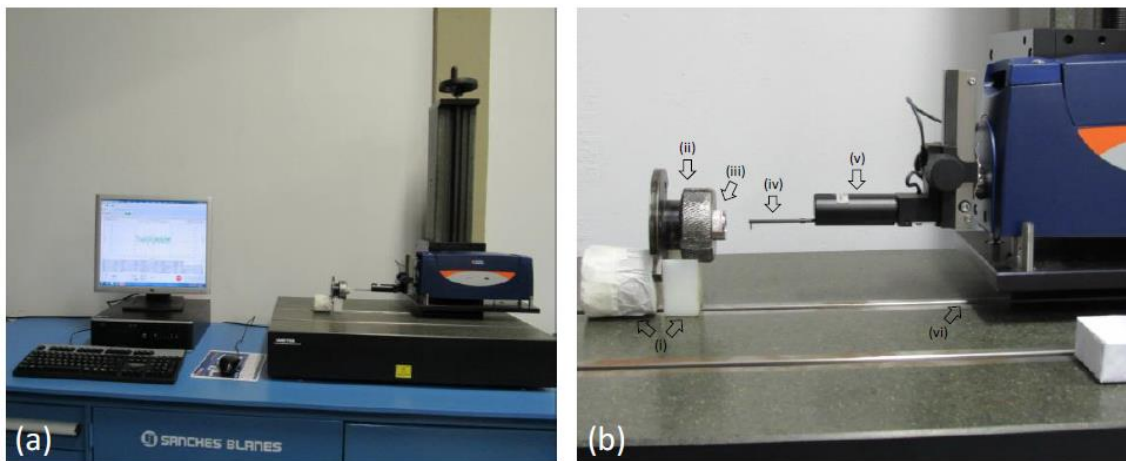


Figura 4.4. (a) Medidor de perfil e rugosidade, (b) *Setup*: (i) Apoios, (ii) Dispositivo de fixação, (iii) Corpo de prova, (iv) Apalpador, (v) *Pick-up* e (vi) Perfilômetro

A rugosidade do furo foi avaliada na direção axial da superfície dos furos. A medição do perfil é tomada na direção da aspereza da superfície (PETROPOULOS *et al.*, 2010). Foram realizadas 9 medições por corpo de prova: 3 medições no início, 3 no meio e 3 no fim do furo radialmente espaçados por  $120^\circ$ , tomadas em um espaçamento de 4 mm medidos na direção do furo e distanciadas por 2 mm entre si e entre o início e fim de furo conforme Figura 4.6.

A qualidade de forma do furo foi avaliada por meio da leitura de 15 planos: 5 planos iniciais, 5 planos médios e 5 planos finais tomados automaticamente pelo *software ultra* da *Taylor Hobson*®.

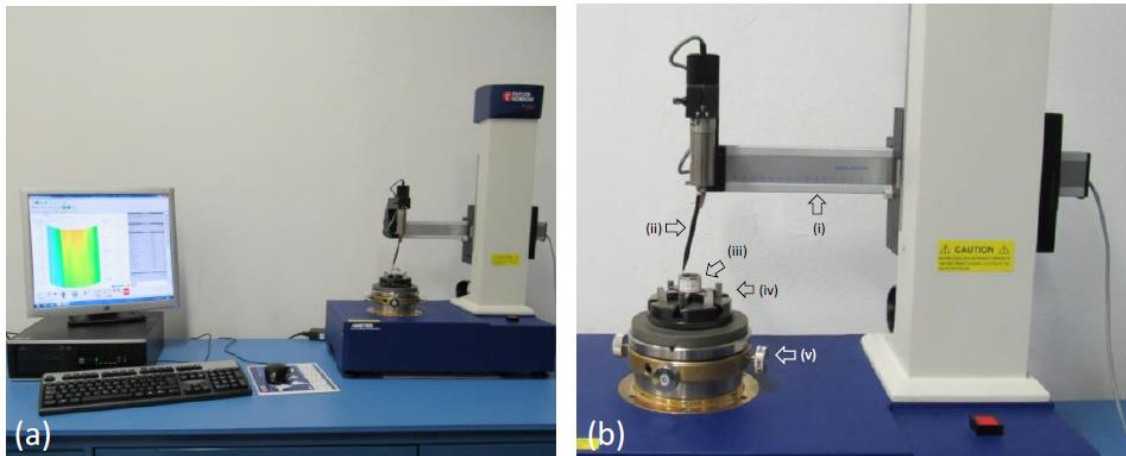


Figura 4.5. (a) Medidor de forma, (b) *Setup*: (i) Braço, (ii) Apalpador, (iii) Corpo de prova, (iv) Placa com castanhas, (v) Mesa pneumática para centragem e nivelamento

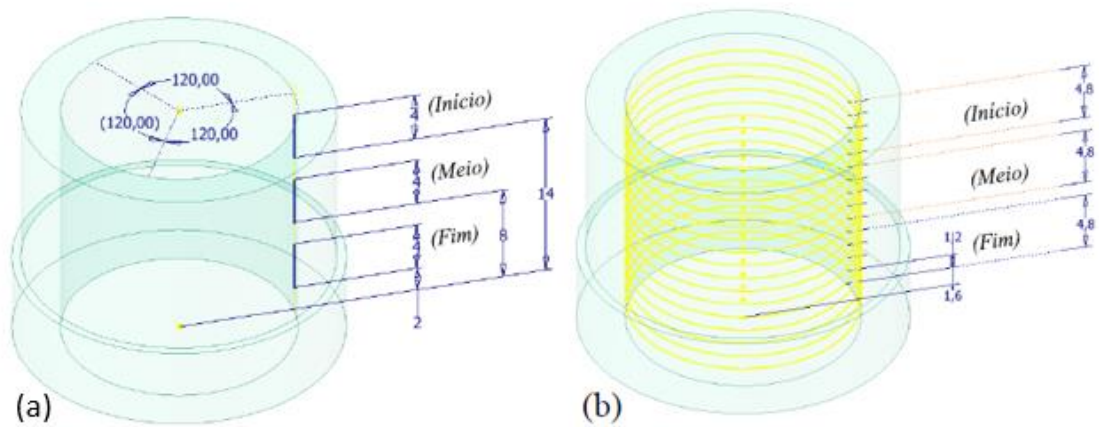


Figura 4.6. Regiões de medição de (a) rugosidade e (b) circularidade (PEREIRA, 2017)

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

O planejamento experimental assim como as respostas  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $Ron_t$  e  $Cyl_t$  avaliadas no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido (55HRC) são apresentadas nos próximos tópicos, além da resposta determinística MRR.

### 5.1 Modelagem e análise da rugosidade dos furos

Restringindo os parâmetros de rugosidade superficial aos parâmetros de amplitude – há também parâmetros de espaçamento e parâmetros híbridos - tem-se que são os mais importantes na caracterização de uma superfície topográfica e são usados na mensuração das características verticais dos desvios da superfície (GADELMAWLA *et al.*, 2002).

O presente trabalho optou pela modelagem dos parâmetros de amplitude  $R_a$  e  $R_z$  por se tratarem de medidas de tendência central e dispersão, respectivamente. A Fig. 5.1 expõe a textura da superfície obtida em uma das medições realizadas no corpo de prova 2 ( $f_{za} = 0,2$   $\mu\text{m}/\text{dente}$ ;  $f_{zt} = 0,1$   $\text{mm}/\text{dente}$ ;  $v_c = 80,0$   $\text{m}/\text{min}$ ).

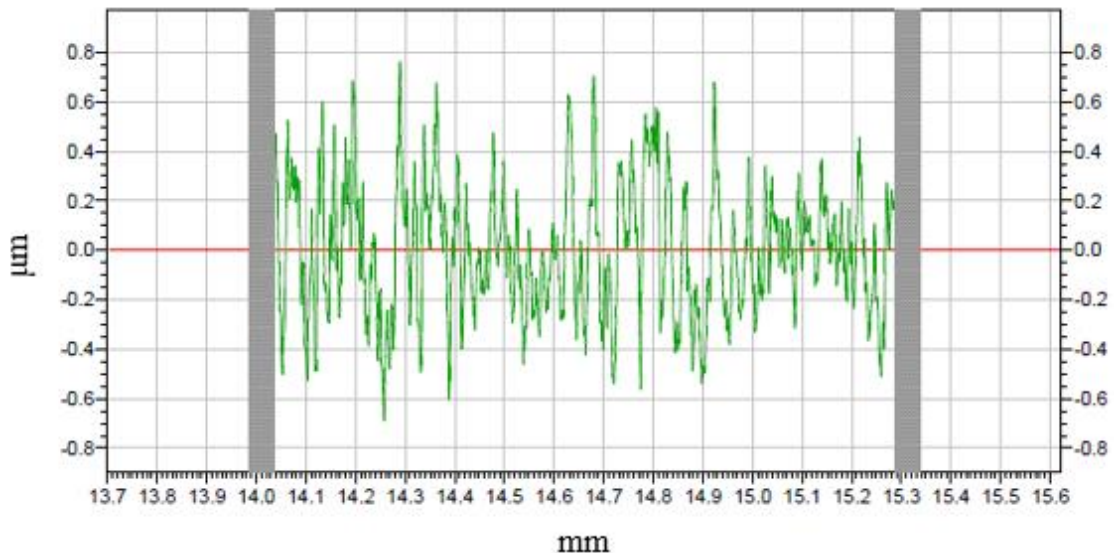


Figura 5.1. Exemplo de superfície obtida no fresamento helicoidal para o ensaio 2 ( $R_a = 0,21$   $\mu\text{m}$ , posição  $240^\circ$ , fim do furo)

Em relação a análise individual das respostas, a mesma foi feita de modo a elucidar os efeitos das variáveis de controle e de ruído nas respostas de interesse. A Tabela 5.1 apresenta o planejamento experimental juntamente com a resposta  $R_a$  em termos de sua média [ $\mu\text{m}$ ] e



No que diz respeito a rugosidade média,  $R_a$  apresentou magnitude mínima de 0,18  $\mu\text{m}$  e máxima de 0,36  $\mu\text{m}$ . Faixa interessante se comparada a encontrada por Pereira *et al.* (2019) no fresamento helicoidal do H13 (45 a 55 HRC) em velocidades de corte inferiores: média  $R_a$  de 0,19 a 0,44  $\mu\text{m}$ .

A Tabela 5.2 apresenta a ANOVA para a média de  $R_a$ . No que diz respeito aos efeitos lineares e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se que  $f_{za}$ ,  $f_{zt}$  e  $v_c$  apresentaram-se estatisticamente significativos com p-valor  $< \alpha$ . A Fig. 5.2 ilustra o efeito isolado de cada variável de controle na resposta  $R_a$ . Percebe-se que a mudança nos níveis de  $f_{za}$  produz um efeito positivo, ou seja, aumenta a resposta  $R_a$ . Por outro lado, a mudança nos níveis de  $f_{zt}$  produz um efeito negativo, ou seja, provoca um decréscimo em  $R_a$ . Tanto o efeito de  $f_{za}$  quanto o efeito de  $f_{zt}$  podem ser justificados com base na Eq. (2.8). Nesta equação observa-se, primeiramente considerando  $f_{za}$  constante, que há uma relação inversamente proporcional entre  $f_{zt}$  e  $a_p^*$ . Como  $R_a$  é medida na direção axial do furo, a rugosidade tende a diminuir com a redução de  $a_p^*$ , redução esta que é função do aumento de  $f_{zt}$ . No fresamento helicoidal, portanto, o maior número de voltas, que depende de um  $a_p^*$  pequeno, favorece a obtenção de superfícies com rugosidades mais baixas. O mesmo raciocínio pode ser aplicado ao efeito de  $f_{za}$  na rugosidade média, considerando  $f_{zt}$  constante e a relação proporcional entre  $f_{za}$  e  $a_p^*$ . A variável de controle  $v_c$ , assim como  $f_{za}$ , tem efeito positivo na resposta com a mudança dos seus níveis.

Considerando os efeitos quadráticos das variáveis de controle, verifica-se na ANOVA para  $R_a$  que nenhuma apresentou significância estatística, p-valor  $> \alpha$ .

Sobre o efeito das interações,  $f_{za} * f_{zt}$  e  $f_{zt} * v_c$  apresentaram significância estatística, p-valor  $< \alpha$ , o que evidencia que o efeito de uma variável de controle depende do nível das demais, não podendo ser avaliada apenas de forma isolada. A Fig. 5.3 evidencia o efeito positivo de  $f_{za}$  na resposta  $R_a$  quando  $f_{zt}$  está no nível alto. O efeito de  $f_{zt}$  é consideravelmente negativo na resposta  $R_a$  quando  $v_c$  está no nível mais alto. Resultado semelhante ocorreu por Pereira (2017), no entanto, dos níveis mais baixos até o ponto central da variável de controle  $f_{zt}$ . Em relação a ausência de interação entre  $f_{za} * v_c$ , verifica-se que  $v_c$  permanece constante independentemente do nível de  $f_{za}$ .

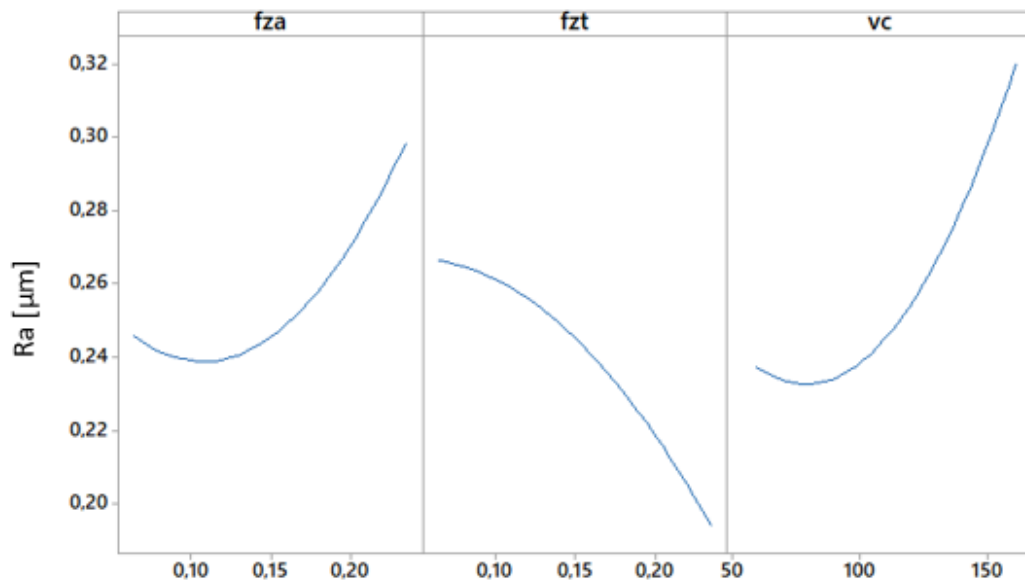


Tabela 5.2. ANOVA para  $R_a$ 

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	9	5921,33	657,926	637,51	0,000
Linear	3	372,87	124,290	120,43	0,000
$f_{za}$	1	15,92	15,921	15,43	<b>0,003</b>
$f_{zt}$	1	29,70	29,700	28,78	<b>0,000</b>
$v_c$	1	349,94	349,938	339,08	<b>0,000</b>
Quadrático	3	11,26	3,754	3,64	0,052
$f_{za} * f_{za}$	1	4,98	4,977	4,82	0,053
$f_{zt} * f_{zt}$	1	2,07	2,074	2,01	0,187
$v_c * v_c$	1	2,75	2,752	2,67	0,134
Interações	3	155,78	51,928	50,32	0,000
$f_{za} * f_{zt}$	1	11,09	11,092	10,75	<b>0,008</b>
$f_{za} * v_c$	1	3,19	3,189	3,09	0,109
$f_{zt} * v_c$	1	12,58	12,581	12,19	<b>0,006</b>
Erro	10	10,32	1,032		
Falta de ajuste	5	5,79	1,158	1,28	0,397
Erro puro	5	4,53	0,906		
Total	19	5931,65			

Ajuste do modelo			
$S$	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{pred}$
1,0159	99,83%	99,67%	94,51%

Figura 5.2. Gráficos de efeitos principais para  $R_a$

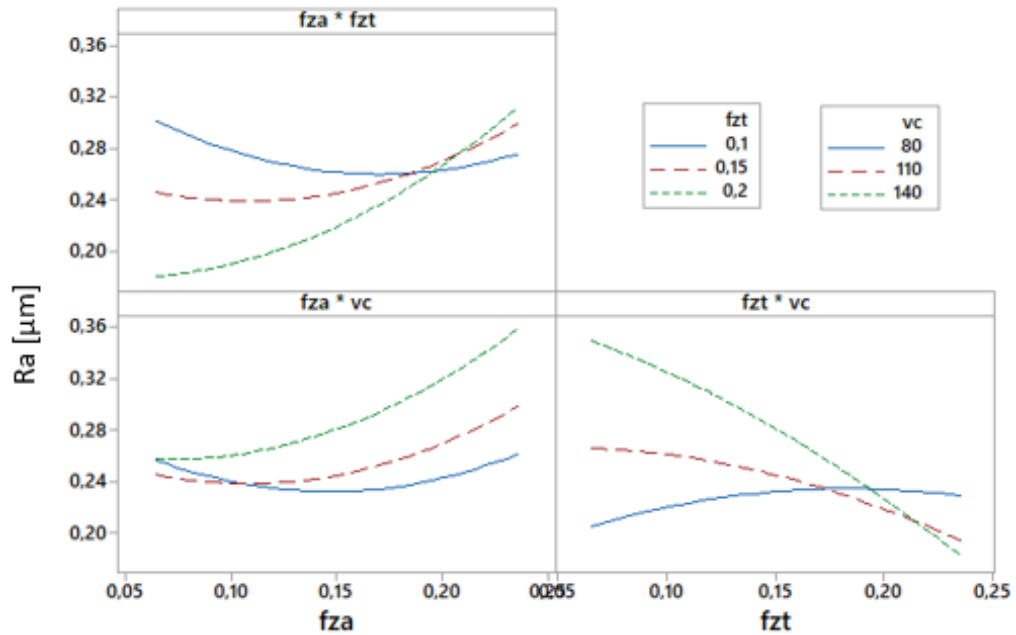


Figura 5.3. Gráfico de interação para  $R_a$

Em relação as variáveis de ruído  $l_{to}$  e  $l_b$ , não foi possível verificar o efeito linear e o efeito da interação das mesmas com as variáveis de processo sobre  $R_a$  devido a utilização do arranjo cruzado no planejamento experimental. Além de não explorar a interação das variáveis de controle e ruído, a utilização do arranjo cruzado requer um maior número de experimentos se comparado ao arranjo combinado, por exemplo. Ainda assim, no que diz respeito a  $l_{to}$ , o trabalho realizado por Pereira *et al.* (2019) no fresamento helicoidal no aço ABNT H13 endurecido utilizando o arranjo combinado relaciona a possível influência de  $l_{to}$  na rugosidade média devido à deflexão da ferramenta, vibrações e instabilidade causadas pela variável de ruído no corte. Sobre a variável de ruído  $l_b$ , segundo Li & Liu (2013), o efeito da altura medida no furo na rugosidade pode ser justificado pelo alisamento da superfície pelas arestas de corte periféricas no início do furo. Resultando em rugosidades menores no início do furo que no fim do furo.

Sobre as diferenças nos valores de  $R_a$  no início e fim do furo apresentados na Tabela 5.1, no cenário  $l_{to}$  igual a 31 as médias no início e fim do furo foram 0,20 e 0,23  $\mu\text{m}$ , para  $l_{to}$  igual a 35 as médias foram 0,29 e 0,31  $\mu\text{m}$ . Nota-se que, apesar do efeito de  $l_{to}$  em  $R_a$  não ter sido avaliado estatisticamente, em conformidade com literatura,  $l_{to}$  no nível baixo resultou em rugosidades médias inferiores se comparadas as obtidas com  $l_{to}$  no nível alto. Sobre o efeito de  $l_b$  na resposta, como mencionado anteriormente, no fresamento helicoidal as rugosidades no início do furo tendem a ser menores que no fim do furo devido ao corte periférico ser realizado mais vezes na região (Li & Liu, 2013). Também em conformidade com a literatura, no início

dos furos, independentemente dos níveis de  $l_{to}$ , as rugosidades médias são menores que no fim do furo. A partir do projeto de parâmetro robusto, objetiva-se identificar os níveis das variáveis de controle que minimizem a diferença causada pela variação das variáveis de ruído.

O modelo de resposta para  $R_a$  é apresentado na Eq. (5.1) em unidades originais. O erro experimental  $\sigma_{R_a}^2$  estimado pela ANOVA foi de 1,032. Os coeficientes de determinação mostraram excelente capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados e prever futuros cenários:  $R^2_{aj} = 99,67\%$  e  $R^2_{prev} = 94,51\%$ , respectivamente. O teste para falta de ajuste confirmou, com p-valor = 0,397, não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$R_a = 0,4197 - 3,219f_{za} + 0,874f_{zt} - 0,00063v_c + 3,70f_{za}^2 - 2,07f_{zt}^2 + 0,000013v_c^2 + 9,21f_{za}f_{zt} + 0,00943f_{za}v_c - 0,01870f_{zt}v_c \quad (5.1)$$

As superfícies de resposta para  $R_a$  são plotadas nas Fig. 5.4, 5.5 e 5.6. Em relação à convexidade da função, os autovalores  $\lambda$  associados a  $R_a$  são:  $\lambda_{Ra} = [0,0196; -0,0195; -0,01945]$ , como são mistos a função média de  $R_a$  é uma função sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) de  $R_a$  deverá ser restrita.

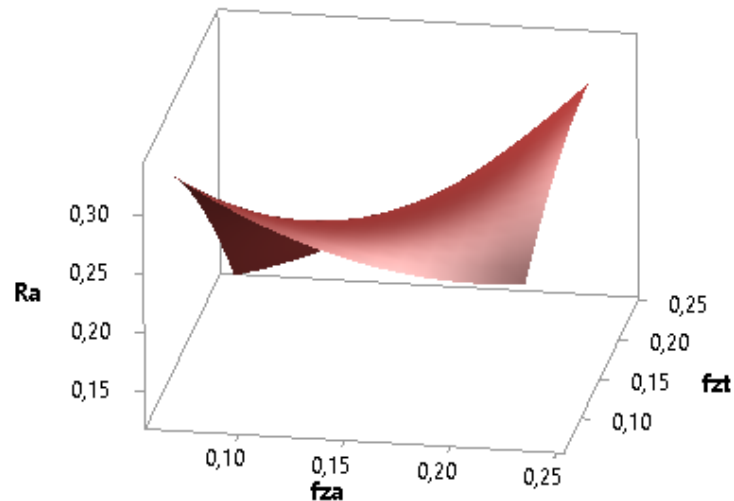


Figura 5.4. Superfície de resposta para  $R_a$ ,  $v_c = 110$  m/min

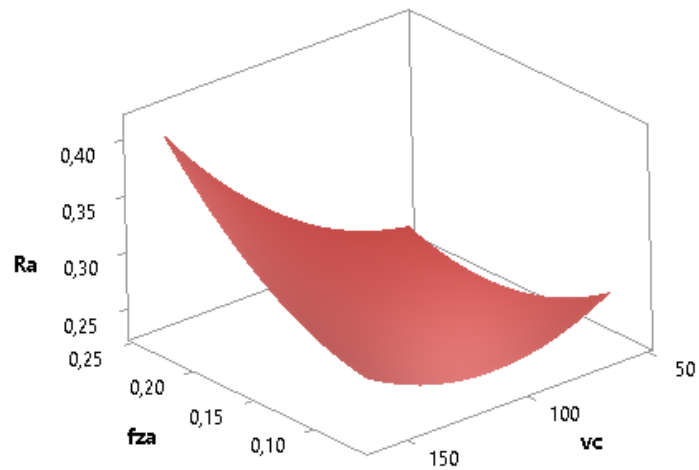


Figura 5.5. Superfície de resposta para  $R_a$ ,  $f_{zt} = 0,15$  mm/dente

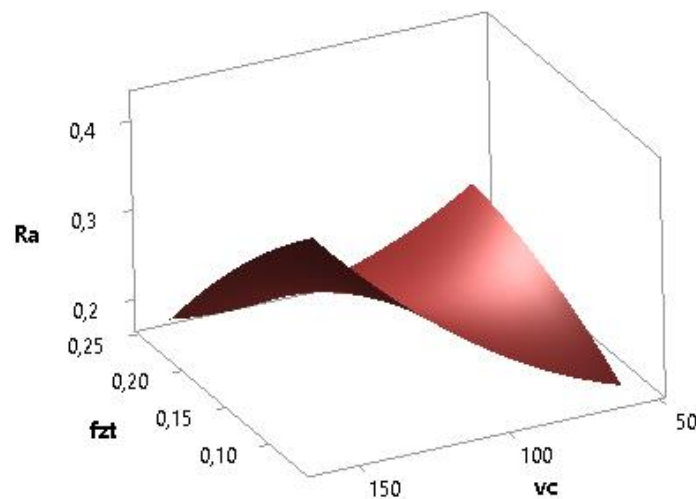


Figura 5.6. Superfície de resposta para  $R_a$ ,  $f_{za} = 0,15$   $\mu$ m/dente

A Tabela 5.3 apresenta a ANOVA para  $SNR[R_a]$ . A relação sinal/ruído ( $SNR$ ) de  $R_a$  foi modelada segundo o critério *Smaller is Better* (SB), com base na Eq. (2.47), onde  $y_i$  é o resultado experimental do estudo,  $n$  é o número de repetições sob as mesmas condições experimentais. No que diz respeito aos efeitos lineares e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se que  $f_{za}$ ,  $f_{zt}$  e  $v_c$  apresentaram-se estatisticamente significativos com p-valor  $< \alpha$ . Através do gráfico de efeitos principais, apresentado na Fig. 5.7, pode-se perceber uma inversão no sentido dos efeitos da Fig. 5, o que se deve ao objetivo da relação sinal/ruído que é a maximização da Eq. 2.47, isto é, a minimização da função perda, Eq. 2.45. Deve-se, portanto, para tornar menor a resposta  $R_a$ , escolher os níveis das variáveis de controle que apresentem a maior relação sinal/ruído.

Considerando os efeitos quadráticos das variáveis de controle, verifica-se na ANOVA para  $SNR[R_a]$  que apenas  $f_{za} * f_{za}$  apresentou significância estatística,  $p\text{-valor} < \alpha$ .

No que diz respeito as interações,  $f_{za} * f_{zt}$  e  $f_{zt} * v_c$  apresentaram significância estatística,  $p\text{-valor} < \alpha$ , de forma semelhante a análise de  $R_a$ .

Tabela 5.3. ANOVA para  $SNR[R_a]$

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	9	3861,86	429,096	335,82	0,000
Linear	3	1755,15	585,049	457,88	0,000
$f_{za}$	1	16,65	16,646	13,03	<b>0,005</b>
$f_{zt}$	1	42,59	42,59	33,33	<b>0,000</b>
$v_c$	1	582,35	582,351	455,77	<b>0,000</b>
Quadrático	3	15,43	5,144	4,03	0,041
$f_{za} * f_{za}$	1	8,91	8,91	6,97	<b>0,025</b>
$f_{zt} * f_{zt}$	1	2,71	2,707	2,12	0,176
$v_c * v_c$	1	2,86	2,864	2,24	0,165
Interações	3	312,78	104,259	81,6	0,000
$f_{za} * f_{zt}$	1	17,14	17,142	13,42	<b>0,004</b>
$f_{za} * v_c$	1	4,45	4,448	3,48	0,092
$f_{zt} * v_c$	1	17,8	17,804	13,93	<b>0,004</b>
Erro	10	12,78	1,278		
Falta de ajuste	5	7,72	1,544	1,53	0,327
Erro puro	5	5,06	1,011		
Total	19	3874,64			
Ajuste do modelo					
$S$	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{prev}$		
1,1304	99,67%	99,37%	90,17%		

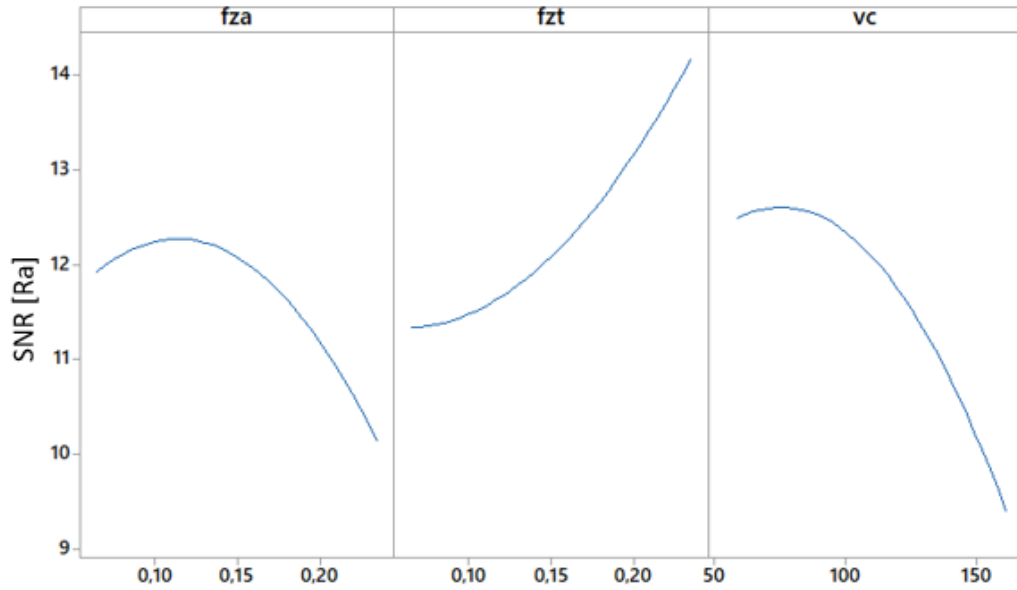


Figura 5.7. Gráficos de efeitos principais para  $SNR[R_a]$

O modelo de resposta para  $SNR[R_a]$  é apresentado na Eq. (5.2). O erro experimental  $\sigma_{SNR[R_a]}^2$  estimado pela ANOVA foi de 1,278. Os coeficientes de determinação mostraram excelente capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados e prever futuros cenários:  $R^2_{aj} = 99,37\%$  e  $R^2_{prev} = 90,17\%$ , respectivamente. O teste para falta de ajuste confirmou, com p-valor = 0,327 não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$SNR [R_a] = 5,57 + 131,3f_{za} - 35,9f_{zt} + 0,0101v_c - 145,7f_{za}^2 + 92,7f_{zt}^2 - 0,000438v_c^2 - 381f_{za}f_{zt} - 0,372f_{za}v_c + 0,745f_{zt}v_c \quad (5.2)$$

As superfícies de resposta desta função plotadas nas Fig. 5.8, 5.9 e 5.10. Em relação à convexidade da função, os autovalores  $\lambda$  associados a  $SNR[R_a]$  são:  $\lambda_{SNR[R_a]} = [0,8172; -0,7219; -0,6223]$ , como são mistos a função  $SNR[R_a]$  é uma função sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) deverá ser restrita.

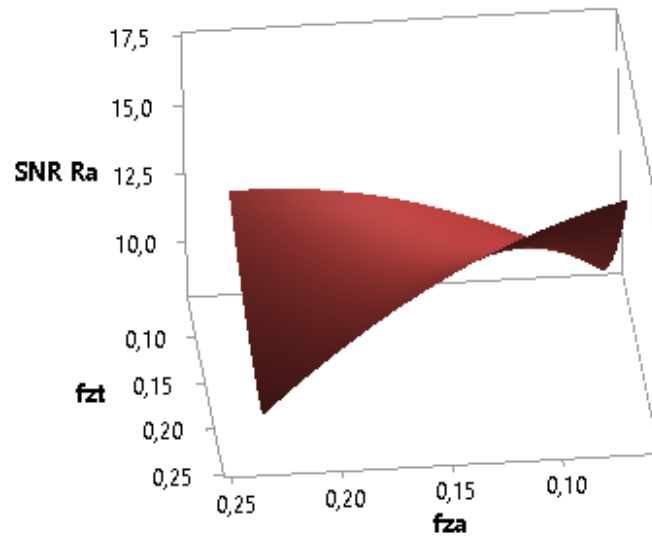


Figura 5.8. Superfície de resposta para  $SNR [R_a]$ ,  $v_c = 110$  m/min

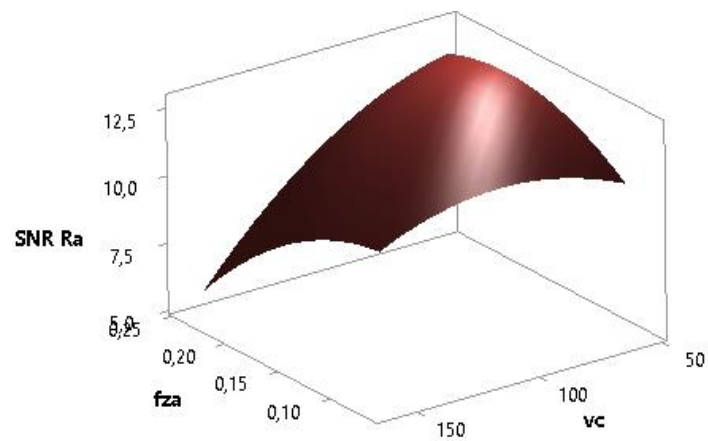


Figura 5.9. Superfície de resposta para  $SNR [R_a]$ ,  $f_{zr} = 0,15$  mm/dente

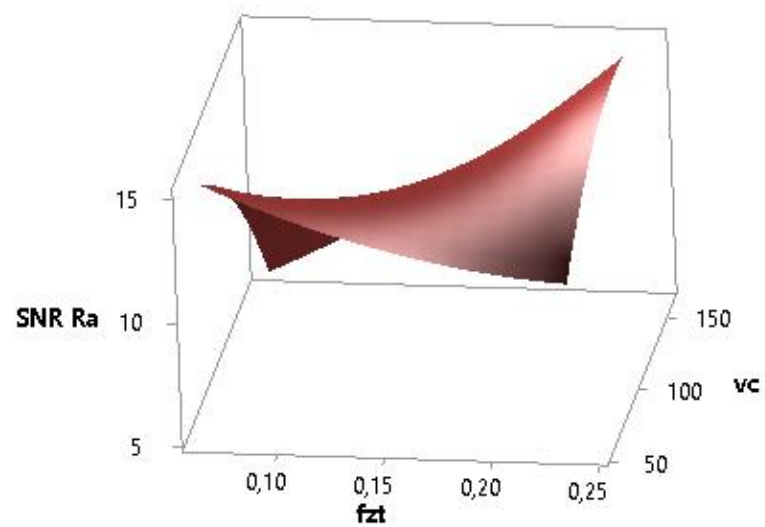


Figura 5.10. Superfície de resposta para  $SNR [R_a]$ ,  $f_{za} = 0,15$   $\mu$ m/dente

A Tabela 5.4 apresenta o planejamento experimental com a resposta de rugosidade  $R_z$  também em termos da sua média [ $\mu\text{m}$ ] e relação sinal/ruído. A média de  $R_z$  apresentou magnitude mínima de 1,13  $\mu\text{m}$  e máxima de 2,00  $\mu\text{m}$ . Pereira *et al.* (2019) alcançaram uma faixa de 1,29 a 2,45  $\mu\text{m}$  para a mesma resposta. Observa-se que os valores mais baixos de rugosidade alcançados são equivalentes aos de superfícies acabadas por retificação.

Tabela 5.4. Planejamento experimental com a resposta  $R_z$

Ordem	Arranjo interno			$lto[\text{mm}]$						Arranjo externo			
	Variáveis de controle			31		35		31		35		Variáveis de ruído	
padrão	$f_{za}$	$f_{zt}$	$v_c$	$R_z$								Média	SNR
	[ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	[ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	[ $\text{m}/\text{min}$ ]	[ $\mu\text{m}$ ]								[ $\mu\text{m}$ ]	
1	0,10	0,10	80,0	1,03	1,60	1,27	1,77	1,10	1,99	1,46	-3,52		
2	0,20	0,10	80,0	1,30	1,27	1,10	1,21	1,28	1,43	1,27	-2,08		
3	0,10	0,20	80,0	1,31	2,77	1,33	1,33	1,23	1,56	1,59	-4,49		
4	0,20	0,20	80,0	1,29	1,80	1,28	1,77	1,36	1,75	1,54	-3,85		
5	0,10	0,10	140,0	1,46	2,84	1,14	2,64	0,95	2,06	1,85	-5,96		
6	0,20	0,10	140,0	1,69	1,86	1,43	1,56	1,55	1,52	1,60	-4,11		
7	0,10	0,20	140,0	1,19	1,14	1,22	0,99	1,06	1,18	<u>1,13</u>	-1,10		
8	0,20	0,20	140,0	1,62	2,19	1,33	1,91	1,49	1,96	1,75	-4,98		
9	0,07	0,15	110,0	1,13	1,74	1,05	1,80	0,97	1,83	1,42	-3,34		
10	0,23	0,15	110,0	1,79	1,98	1,36	2,07	1,26	1,47	1,65	-4,52		
11	0,15	0,07	110,0	1,55	1,76	1,53	1,47	1,27	1,96	1,59	-4,11		
12	0,15	0,23	110,0	1,09	1,20	1,34	1,08	1,15	1,23	1,18	-1,48		
13	0,15	0,15	59,5	1,06	1,45	1,02	1,35	1,03	1,61	1,25	-2,10		
14	0,15	0,15	160,5	1,40	2,99	1,54	2,70	1,11	2,24	<u>2,00</u>	-6,51		
15	0,15	0,15	110,0	1,98	1,46	1,64	1,51	1,18	1,52	1,55	-3,90		
16	0,15	0,15	110,0	1,25	1,42	1,08	1,17	1,31	1,34	1,26	-2,06		
17	0,15	0,15	110,0	1,33	1,66	1,20	1,51	1,34	1,99	1,51	-3,68		
18	0,15	0,15	110,0	1,20	1,36	1,19	1,18	1,41	1,60	1,32	-2,49		
19	0,15	0,15	110,0	1,45	1,83	1,33	1,95	1,35	2,11	1,67	-4,61		
20	0,15	0,15	110,0	1,43	1,83	1,18	1,50	1,32	1,51	1,46	-3,38		

Em relação a resposta  $R_z$ , a Tabela 5.5 apresenta a ANOVA para o modelo reduzido. No que diz respeito aos efeitos lineares e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se que  $f_{za}$ ,  $f_{zt}$  e  $v_c$  apresentaram-se, assim como para  $R_a$ , estatisticamente significativos com  $p\text{-valor} < \alpha$ . O gráfico de efeitos principais é apresentado na Fig. 5.11. Verifica-se para para  $R_z$  efeitos lineares, quadráticos e interação similares aos discutidos em  $R_a$ . Ainda assim, a relevância de  $R_z$  está em avaliar a dispersão do perfil de rugosidade, pois parâmetros de dispersão podem ser mais sensíveis às variáveis de ruído.



Considerando os efeitos quadráticos das variáveis de controle, verifica-se na ANOVA que, do mesmo modo que  $R_a$ , nenhum apresentou significância estatística, p-valor  $> \alpha$ .

No que diz respeito as interações,  $f_{za} * f_{zt}$  e  $f_{zt} * v_c$  apresentaram significância estatística, p-valor  $< \alpha$ . A Fig. 5.12 ilustra o gráfico de interação para  $R_z$ . Assim como para  $R_a$ , apenas a interação  $f_{za} * v_c$  não apresentou significância, p-valor  $< \alpha$ . Observa-se na Fig. 5.12 que o efeito de  $f_{za}$  é positivo, contribuindo ao aumento da resposta  $R_z$  quando  $f_{zt}$  está no nível mais alto. No entanto, o efeito de  $f_{zt}$  é consideravelmente negativo na resposta quando  $v_c$  está no nível mais alto.

Tabela 5.5. ANOVA para  $R_z$

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	6	6503,66	1083,940	773,99	0,000
Linear	3	2879,95	959,980	685,48	0,000
$f_{za}$	1	20,07	20,070	14,33	<b>0,002</b>
$f_{zt}$	1	22,71	22,710	16,22	<b>0,001</b>
$v_c$	1	113,00	113,000	80,69	<b>0,000</b>
Quadrático	1	3,77	3,770	2,69	0,125
$f_{za} * f_{za}$	1	3,77	3,770	2,69	0,125
Interações	2	293,51	146,760	104,79	0,000
$f_{za} * f_{zt}$	1	71,33	71,330	50,93	<b>0,000</b>
$f_{zt} * v_c$	1	11,17	11,170	7,98	<b>0,014</b>
Erro	13	18,21	1,400		
Falta de ajuste	8	13,18	1,650	1,64	0,304
Erro puro	5	5,02	1,000		
Total	19	6521,87			
Ajuste do modelo					
$S$	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{prev}$		
1,1834	99,72%	99,59%	75,59%		

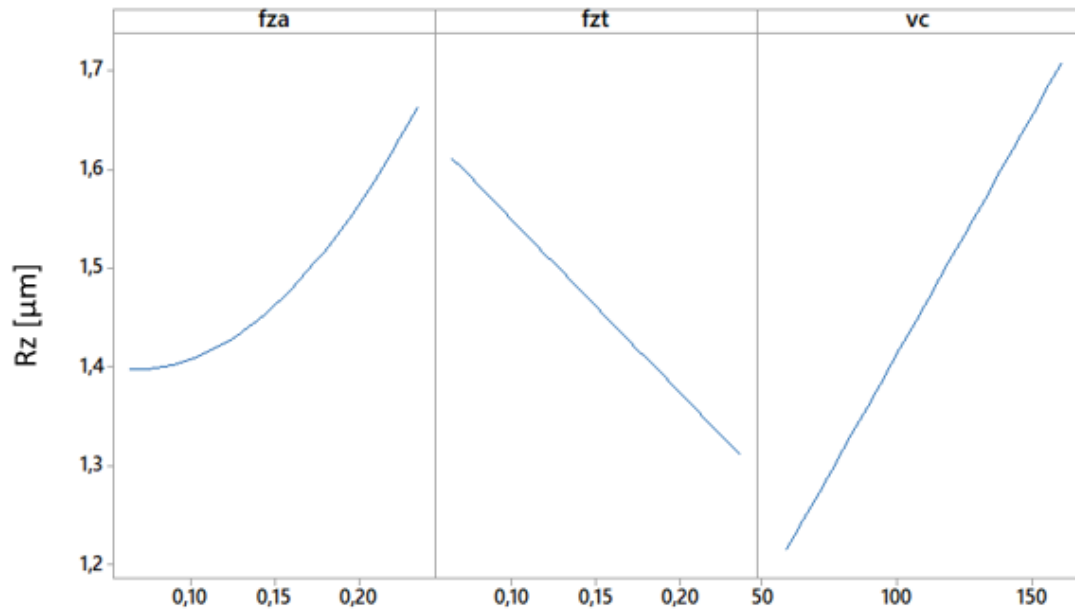


Figura 5.11. Gráficos de efeitos principais para  $R_z$

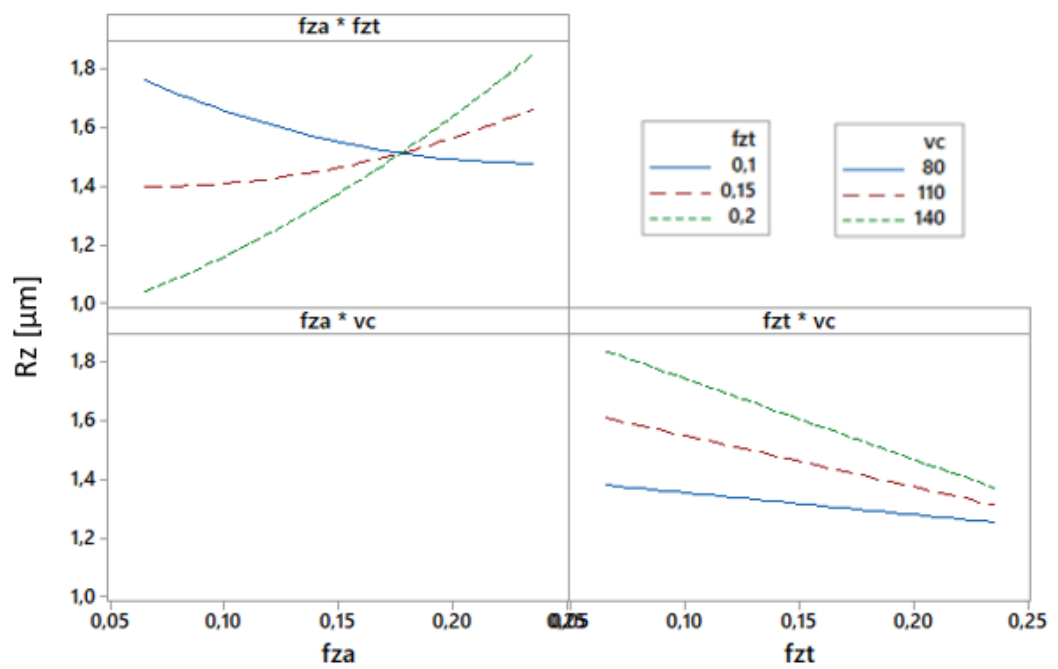


Figura 5.12. Gráfico de interação para  $R_z$

Sobre os valores de  $R_z$  no início e fim do furo apresentados na Tabela 5.4, no cenário  $l_{to}$  igual a 31 as médias no início e fim do furo foram 1,24 e 1,38  $\mu\text{m}$ , para  $l_{to}$  igual a 35 as médias foram 1,69 e 1,81  $\mu\text{m}$ . Conforme mencionado anteriormente para  $R_a$ , de acordo com a literatura disponível sobre o fresamento helicoidal  $l_{to}$  no nível baixo tende a resultar em rugosidades médias inferiores se comparadas as obtidas com  $l_{to}$  no nível alto. Também em conformidade com a literatura, no início dos furos, independentemente dos níveis de  $l_{to}$ , as rugosidades médias tendem a ser menores que no fim do furo.

O modelo de resposta reduzido para  $R_z$  é apresentado na Eq. (5.3). O erro experimental  $\sigma_{R_z}^2$  estimado pela ANOVA foi de 1,40. Os coeficientes de determinação mostraram excelente capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados e prever futuros cenários,  $R^2_{aj} = 99,59\%$ ,  $R^2_{prev} = 75,59\%$ . O teste para falta de ajuste comprovou, com p-valor = 0,304 não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$R_z = 2,063 - 10,87f_{za} - 7,69f_{zt} + 0,00982v_c + 9,40f_{za}^2 + 64,01f_{za}f_{zt} - 0,0333f_{zt}v_c \quad (5.3)$$

As superfícies de resposta da função reduzida são plotadas nas Fig. 5.13, 5.14 e 5.15. Em relação à convexidade da função, os autovalores associados a  $R_z$  são:  $\lambda_{R_z} = [0,0955; -0,0741; 0,0021]$ , como são mistos a função média de  $R_z$  é uma função sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) de  $R_z$  deverá ser restrita.

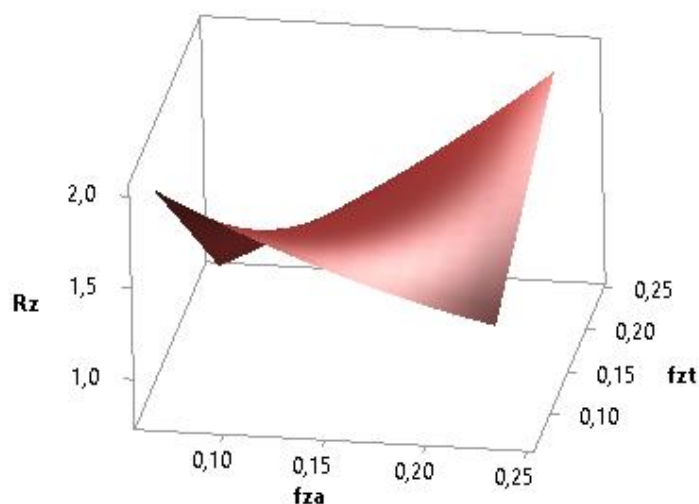


Figura 5.13. Superfície de resposta para  $R_z$ ,  $v_c = 110$  m/min

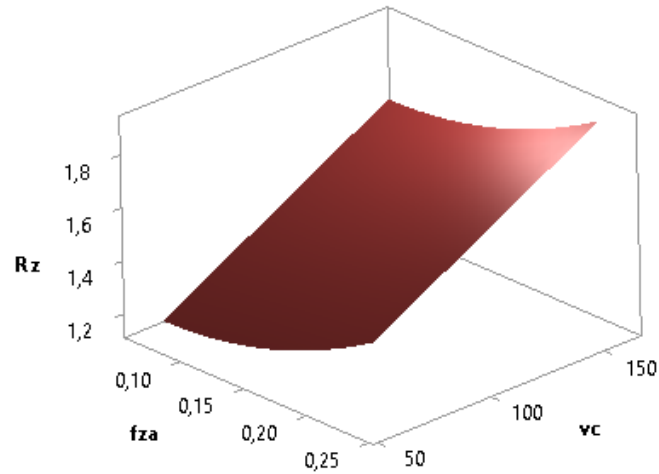


Figura 5.14. Superfície de resposta para  $R_z, f_{zt} = 0,15$  mm/dente

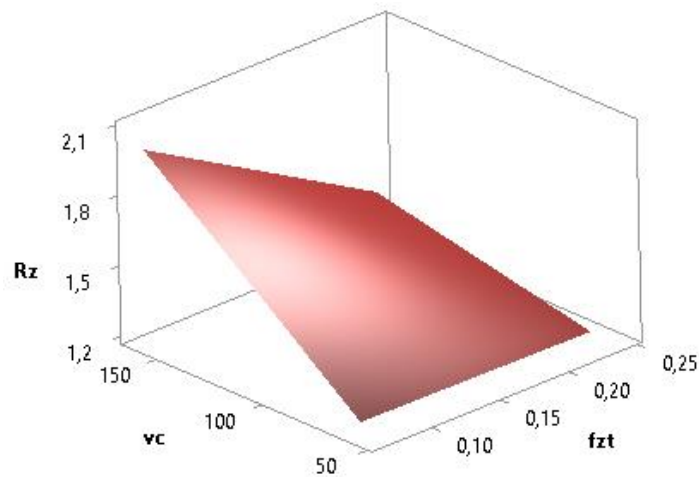


Figura 5.15. Superfície de resposta para  $R_z, f_{za} = 0,15$  µm/dente

A Tabela 5.6 apresenta a ANOVA para  $SNR[R_z]$  com base no critério SB definido na Eq. (2.47). No que diz respeito aos efeitos principais e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se que  $f_{za}, f_{zt}$  e  $v_c$  apresentaram-se estatisticamente significativos com  $p\text{-valor} < \alpha$ . De forma equivalente a análise de  $SNR[R_a]$ , os efeitos de  $f_{za}, f_{zt}$  e  $v_c$  na Fig. 5.16 têm sentidos contrários aos apresentados na Fig. 5.11 devido ao objetivo da relação sinal/ruído ser de maximização.

Em relação os efeitos quadráticos das variáveis de controle, verifica-se na ANOVA que não houve efeito quadrático com significância estatística,  $p\text{-valor} < \alpha$ . Sobre o efeito das interações,  $f_{za} * f_{zt}$  e  $f_{zt} * v_c$  apresentaram significância estatística,  $p\text{-valor} < \alpha$ . A Fig. 5.17 apresenta o gráfico de interação para  $SNR[R_z]$ . Observa-se nela que o efeito de  $f_{za}$  é negativo

para a resposta  $SNR[R_z]$  quando  $f_{zt}$  está no nível mais alto, no entanto, o efeito de  $f_{zt}$  é consideravelmente positivo na resposta quando  $v_c$  está no nível mais alto.

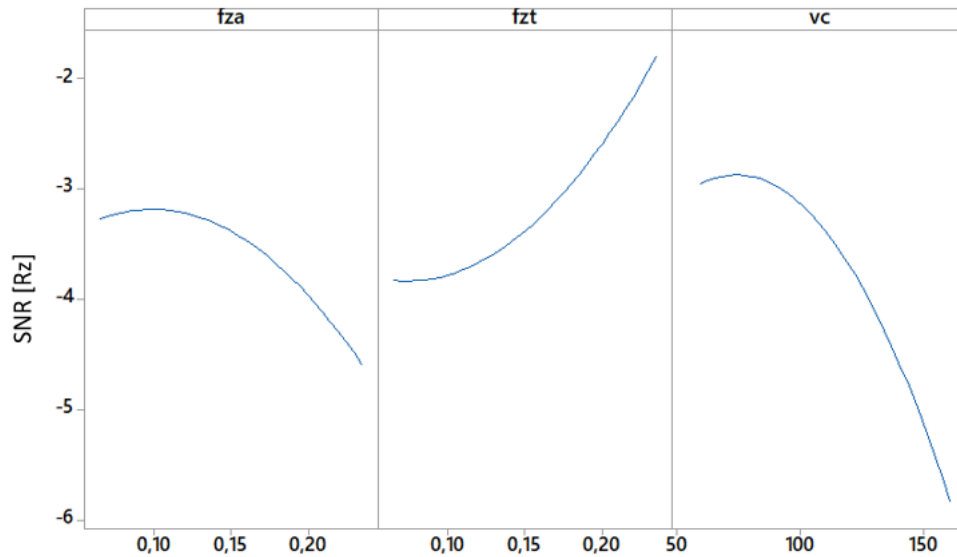


Figura 5.16. Gráficos de efeitos principais para  $SNR[R_z]$

Tabela 5.6. ANOVA para  $SNR[R_z]$

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	9	707,39	78,599	70,13	0,000
Linear	3	382,65	127,549	113,81	0,000
$f_{za}$	1	11,85	11,852	10,58	<b>0,009</b>
$f_{zt}$	1	23,45	23,446	20,92	<b>0,001</b>
$v_c$	1	76,97	76,968	68,68	<b>0,000</b>
Quadrático	3	9,62	3,206	2,86	0,091
$f_{za} * f_{za}$	1	4,88	4,875	4,35	0,064
$f_{zt} * f_{zt}$	1	1,83	1,834	1,64	0,230
$v_c * v_c$	1	2,98	2,977	2,66	0,134
Interações	3	74,74	24,914	22,23	0,000
$f_{za} * f_{zt}$	1	14,42	14,415	12,86	<b>0,005</b>
$f_{za} * v_c$	1	3,85	3,853	3,44	0,093
$f_{zt} * v_c$	1	10,27	10,270	9,16	<b>0,013</b>
Erro	10	11,21	1,121		
Falta de ajuste	5	6,40	1,281	1,33	0,380
Erro puro	5	4,80	0,961		
Total	19	718,60			
Ajuste do modelo					
$S$	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{prev}$		
1,0586	98,44%	97,04%	81,65%		

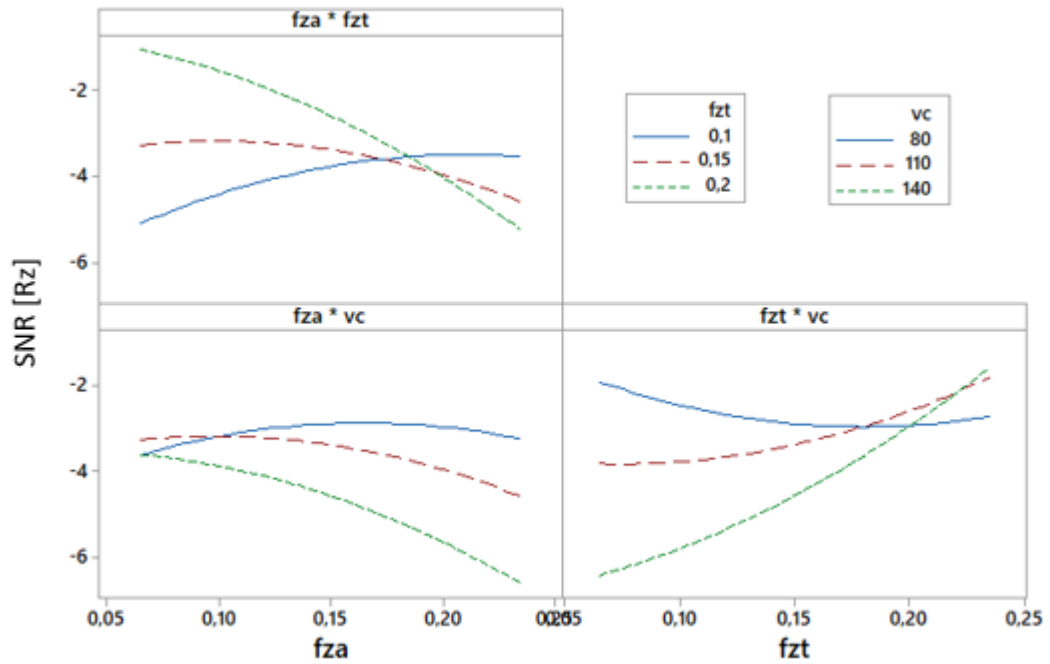


Figura 5.17. Gráfico de interação para  $SNR[R_z]$

A modelagem de  $SNR[R_z]$  é apresentada na Eq. (5.4). O erro experimental  $\sigma_{SNR[R_z]}^2$  estimado pela ANOVA foi de 1,121 e os coeficientes de determinação mostraram excelente capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados,  $R^2_{aj} = 97,04\%$ , e prever futuros ensaios,  $R^2_{prev} = 81,65\%$ . O teste para falta de ajuste comprovou, com p-valor = 0,380 não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$SNR[R_z] = -9,48 + 102,0f_{za} - 21,5f_{zt} + 0,0240v_c - 76,1f_{za}^2 + 77,5f_{zt}^2 - 0,000390v_c^2 - 337,7f_{za}f_{zt} - 0,331f_{za}v_c + 0,554f_{zt}v_c \quad (5.4)$$

As superfícies de resposta de  $SNR[R_z]$  são plotadas nas Fig. 5.18, 5.19 e 5.20. Em relação à convexidade da função, os autovalores  $\lambda$  associados a  $SNR[R_z]$  são:  $\lambda_{SNR[R_z]} = [0,6903; -0,5773; -0,4603]$ , como são mistos a função  $SNR[R_z]$  é uma função sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) deverá ser restrita.

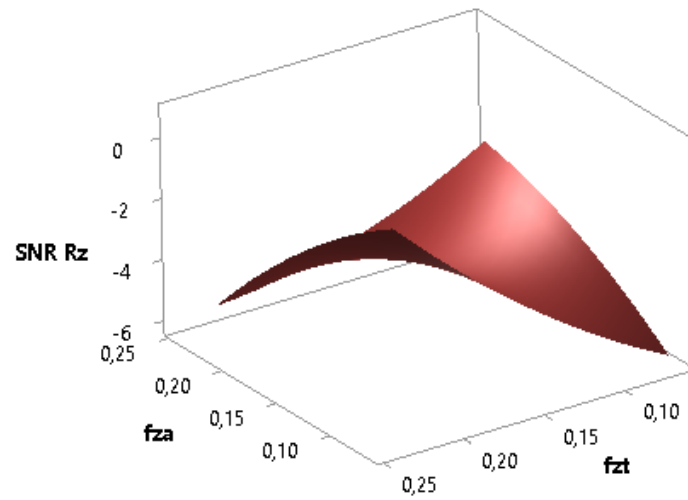


Figura 5.18. Superfície de resposta para  $SNR[R_z]$ ,  $v_c = 110$  m/min

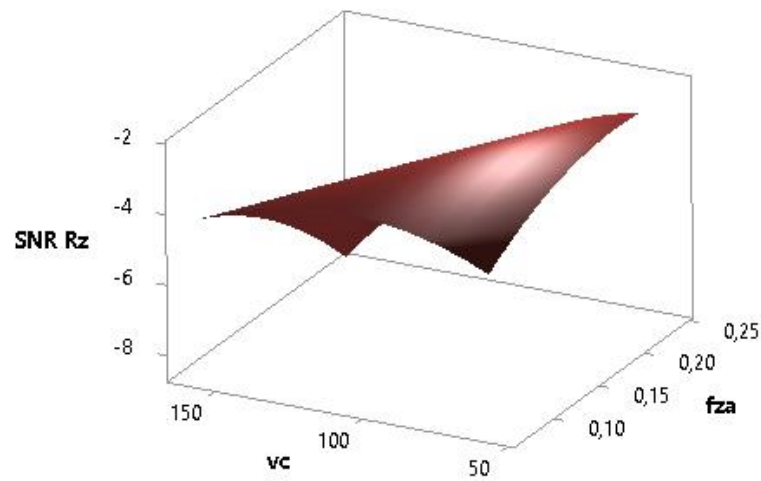


Figura 5.19. Superfície de resposta para  $SNR[R_z]$ ,  $f_{zt} = 0,15$  mm/dente

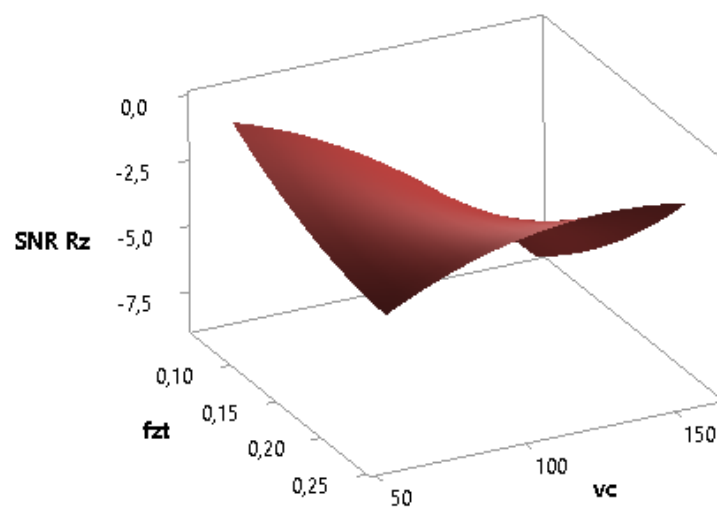


Figura 5.20. Superfície de resposta para  $SNR[R_z]$ ,  $f_{za} = 0,15$  µm/dente

## 5.2 Modelagem e análise do erro de forma dos furos

A circularidade total  $Ron_t$  e a cilindricidade total  $Cyl_t$  foram consideradas nessa pesquisa para avaliação do erro de forma dos furos no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido.

Segundo Olvera *et al.* (2012), desvios de forma e dimensão podem ser causados pela deflexão da fresa como consequência da força radial. Assim sendo, pode-se relacionar essa deflexão com o comprimento em balanço da ferramenta  $l_{to}$ . Segundo Tarng *et al.* (1997), os desvios de forma em trajetórias circulares também são causa da mudança de sentido no movimento da mesa da máquina ferramenta durante a interpolação dos eixos  $x$  e  $y$ .

A Fig. 5.21 expõe o perfil de circularidade obtido em uma das medições realizadas no corpo de prova 14 ( $f_{za} = 0,15 \mu\text{m}/\text{dente}$ ;  $f_{zt} = 0,15 \text{ mm}/\text{dente}$ ;  $v_c = 160,45 \text{ m}/\text{min}$ ).

Em relação ao erro de forma dos furos usinados por fresamento helicoidal, a circularidade total  $Ron_t$  apresentou magnitude mínima de  $6,98 \mu\text{m}$  e máxima de  $11,63 \mu\text{m}$ . Se confrontadas com a faixa encontrada por Pereira *et al.* (2019):  $5,28$  a  $16,86 \mu\text{m}$ , pode-se verificar um estreitamento da variação no erro de forma. A Tabela 5.7 apresenta o planejamento experimental com a resposta  $Ron_t$  em termos de sua média [ $\mu\text{m}$ ] e relação sinal/ruído.

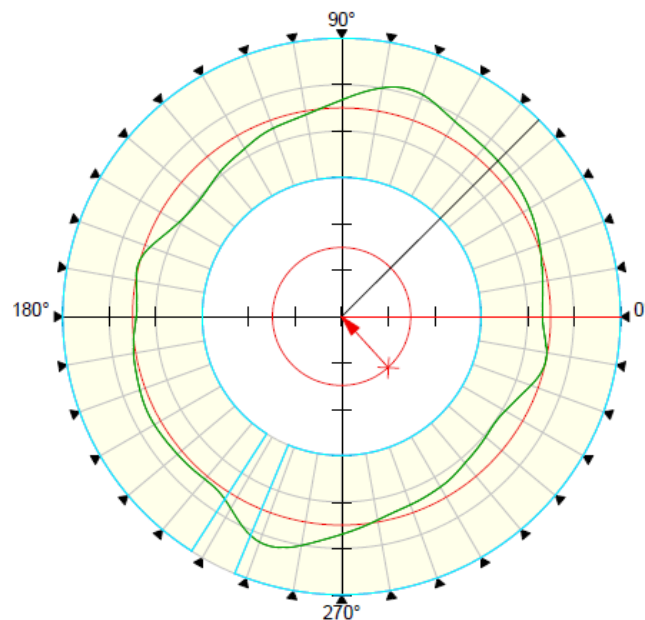


Figura 5.21. Perfil de circularidade total para o ensaio 14 ( $Ron_t = 6,11 \mu\text{m}$ , plano 14)



Tabela 5.7. Planejamento experimental com a resposta  $Ron_t$ 

Ordem	Arranjo interno			Arranjo externo						Arranjo externo		
	Variáveis de controle			$lto$ [mm]	31	35	31	35	31	35	Variáveis de ruído	
padrão	$fza$	$fzt$	$vc$	$lb$	-1	-1	0	0	1	1	Média	SNR
	[ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	[ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	[ $\text{m}/\text{min}$ ]		$Ront$						[ $\mu\text{m}$ ]	
1	0,10	0,10	80,0		10,30	5,01	11,40	6,75	15,53	9,76	9,79	-20,30
2	0,20	0,10	80,0		7,86	6,75	9,57	7,07	10,54	7,88	8,28	-18,47
3	0,10	0,20	80,0		9,15	5,57	10,26	5,22	12,99	6,39	8,26	-18,81
4	0,20	0,20	80,0		6,10	6,62	4,85	10,98	4,56	13,94	7,84	-18,65
5	0,10	0,10	140,0		5,51	6,49	6,78	7,71	9,16	9,31	7,50	-17,64
6	0,20	0,10	140,0		8,33	11,02	8,06	11,11	8,99	13,48	10,16	-20,29
7	0,10	0,20	140,0		8,54	6,37	9,27	5,99	10,10	6,30	7,76	-17,98
8	0,20	0,20	140,0		11,58	8,14	10,44	4,18	10,32	5,59	8,38	-18,89
9	0,07	0,15	110,0		10,26	8,64	7,41	10,42	6,68	12,52	9,32	-19,58
10	0,23	0,15	110,0		10,47	8,57	14,48	6,19	23,58	6,49	<u>11,63</u>	-22,34
11	0,15	0,07	110,0		17,32	7,76	7,96	5,68	9,35	8,09	9,36	-20,06
12	0,15	0,23	110,0		12,20	7,47	10,02	9,78	9,47	11,85	10,13	-20,22
13	0,15	0,15	59,5		6,63	6,45	7,95	8,36	7,18	9,79	7,73	-17,85
14	0,15	0,15	160,5		13,19	5,78	9,06	7,56	5,95	12,24	8,96	-19,47
15	0,15	0,15	110,0		8,58	6,19	11,66	7,78	14,09	8,53	9,47	-19,85
16	0,15	0,15	110,0		8,84	10,03	9,68	10,84	10,50	11,38	10,21	-20,21
17	0,15	0,15	110,0		8,45	4,99	11,26	5,60	11,76	7,84	8,32	-18,79
18	0,15	0,15	110,0		5,33	4,97	7,86	5,29	12,38	6,29	7,02	-17,48
19	0,15	0,15	110,0		6,73	10,04	6,86	5,82	8,01	4,41	<u>6,98</u>	-17,14
20	0,15	0,15	110,0		11,24	9,22	10,16	5,21	10,55	10,67	9,51	-19,75

A Tabela 5.8 apresenta a ANOVA para o modelo reduzido da média  $Ron_t$ . No que diz respeito aos efeitos principais e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se que nenhuma variável de controle se apresentou estatisticamente significativa,  $p\text{-valor} < \alpha$ .

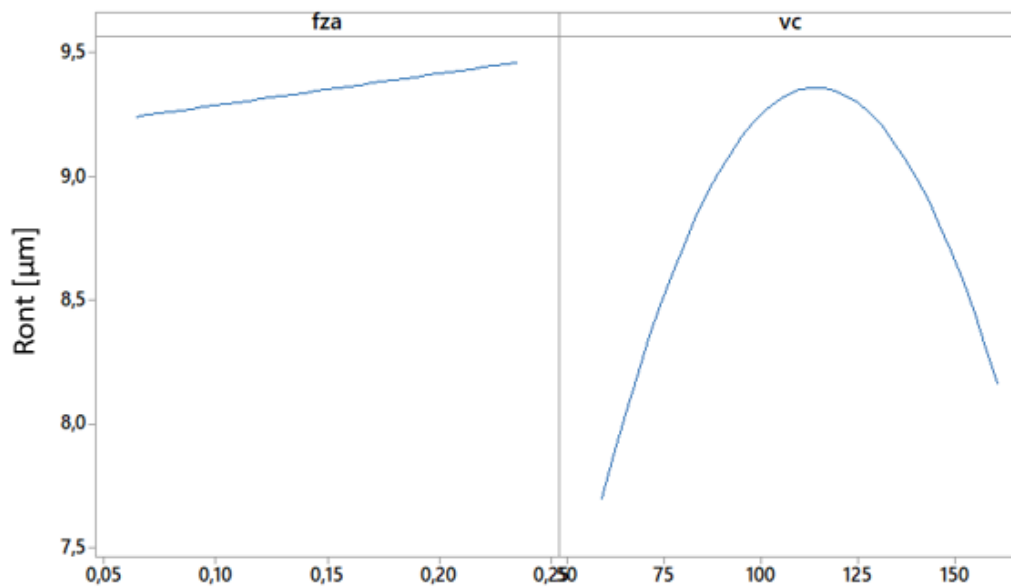
Em relação aos efeitos quadráticos das variáveis de controle apenas  $vc*vc$  apresentou significância estatística,  $p\text{-valor} < \alpha$ . A Fig. 5.22 apresenta gráfico de efeitos quadráticos para  $vc$ . Na qual verifica-se que  $vc$  com níveis de até 100 m/min contribuiu para o aumento de  $Ron_t$ , a partir de 100 m/min, porém, contribui para a diminuição de  $Ron_t$ . Como um dos objetivos do estudo, o fresamento helicoidal em altas velocidade mostrou-se capaz de reduzir os desvios de forma dos furos usinados. Nas análises feitas anteriormente para  $R_a$  e  $R_z$  em nenhum dos casos detectou-se efeitos quadráticos significativos.

Tabela 5.8. ANOVA para  $Ron_t$ 

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	4	150,80	37,701	19,50	0,000
Linear	2	3,57	1,787	0,92	0,418
$f_{za}$	1	1,20	1,198	0,62	0,443
$v_c$	1	2,09	2,086	1,08	0,315
Quadrático	1	47,35	47,347	24,49	0,000
$v_c*v_c$	1	47,35	47,347	24,49	<b>0,000</b>
Interações	1	66,06	66,064	34,17	0,000
$f_{za}*v_c$	1	66,06	66,064	34,17	<b>0,000</b>
Erro	15	29,00	1,933		
Falta de ajuste	10	23,18	2,318	1,99	0,231
Erro puro	5	5,82	1,164		
Total	19	179,80			

Ajuste do modelo			
$S$	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{prev}$
1,3904	83,87%	79,57%	57,41%

Figura 5.22. Gráfico de efeitos principais para a média de  $Ron_t$ 

Sobre o efeito das interações, apenas  $f_{za}*v_c$  apresentou significância estatística, p-valor  $< \alpha$ . Nota-se que esta interação foi a única que não apresentou significância estatísticas para as médias de  $R_a$  e  $R_z$ , previamente analisadas. A Fig. 5.23 apresenta o gráfico de interações, no qual o efeito de  $f_{za}$  é positivo para a resposta  $Ron_t$  quando  $v_c$  está no nível mais alto, mas é negativo quando  $v_c$  está no nível mais baixo.

Na análise de  $Ron_t$ , portanto, pode-se verificar que, de forma isolada,  $v_c$  nos níveis superiores a 100 m/min tem efeito negativo em  $Ron_t$ , tornando menor o erro de forma geométrico. No entanto, o efeito da interação entre  $f_{za}$  e  $v_c$  altera o cenário individual de  $v_c$ . Segundo o efeito de  $f_{za} * v_c$ , para  $v_c = 140$  m/min,  $f_{za}$  contribui para o aumento de  $Ron_t$  e para  $v_c = 80$  m/min,  $f_{za}$  contribui para a redução de  $Ron_t$ .

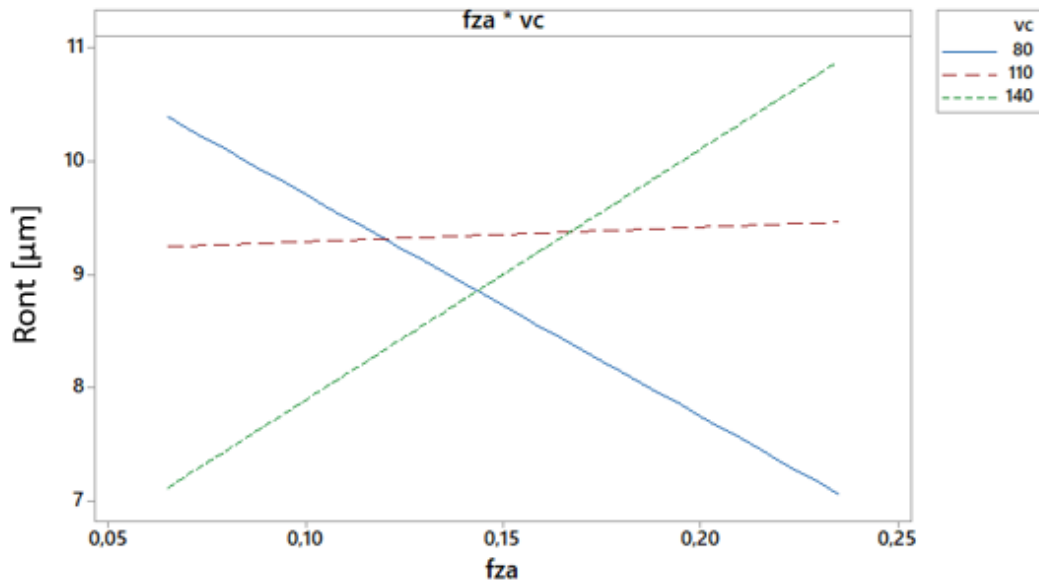


Figura 5.23. Gráfico de interação para a média de  $Ron_t$

A média para a circularidade total foi modelada desconsiderando os termos não significativos, conforme mostra a Eq. (5.5). O erro experimental  $\sigma_{Ron_t}^2$  estimado pela ANOVA foi de 1,933 e os coeficientes de determinação mostraram a capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados,  $R^2_{aj} = 79,57\%$ , mas não apresentou boa capacidade de previsão,  $R^2_{prev} = 57,41\%$ . O teste para falta de ajuste comprovou, com p-valor = 0,231 não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$Ron_t = 13,53 - 75,3f_{za} + 0,0203v_c - 0,000546v_c^2 + 0,696f_{za}v_c \quad (5.5)$$

Dentre as superfícies de resposta para o modelo reduzido da média de  $Ron_t$  apenas uma é apresentada nas Fig. 5.24. Sobre a convexidade da função, os autovalores  $\lambda$  associados à média de  $Ron_t$  são:  $\lambda_{Ron_t} = [-0,8228; 0,3313; 0,0000]$ , como são mistos a função  $Ron_t$  é uma função sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) deverá ser restrita.

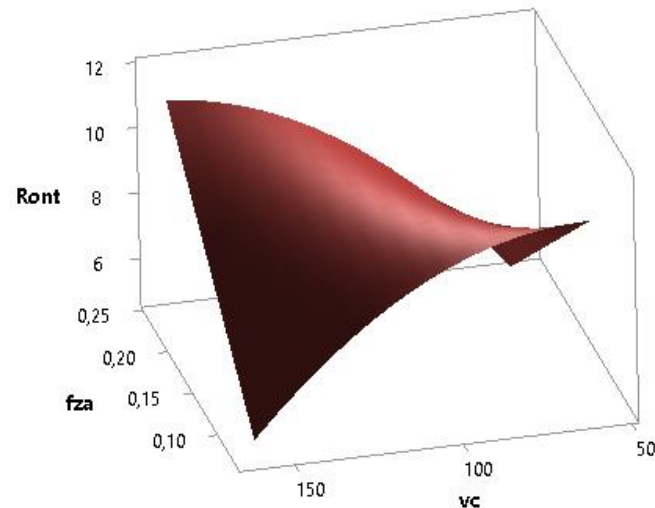


Figura 5.24. Superfície de resposta para  $Ron_t$ ,  $f_{zt} = 0,15$  mm/min

A relação sinal/ruído ( $SNR$ ) de  $Ron_t$  também foi modelada segundo o critério *Smaller is Better* (SB), com base na Eq. (2.47), onde  $y_i$  é o resultado experimental do estudo,  $n$  é o número de repetições sob as mesmas condições experimentais.

Segundo a ANOVA apresentada na Tabela 5.9, em relação aos efeitos principais e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se que apenas  $f_{za}$  apresentou significância estatística com  $p$ -valor  $< \alpha$ . Em relação aos efeitos quadráticos das variáveis de controle, todas apresentaram significância estatística,  $p$ -valor  $< \alpha$ . O gráfico de efeitos principais e quadráticos é apresentado na Fig. 5.25.

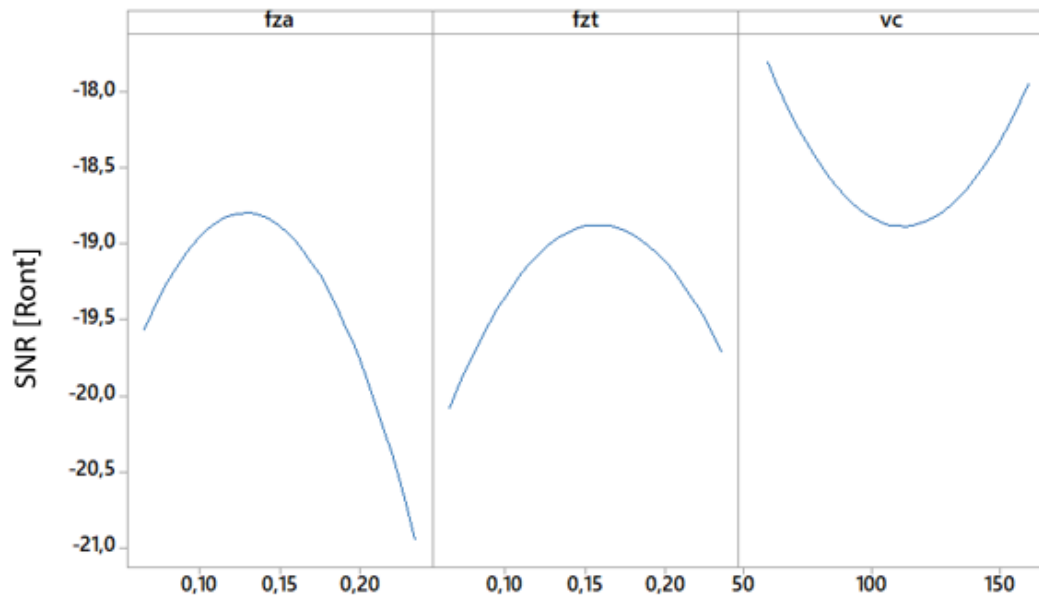
Sobre o efeito das interações, apenas  $f_{za} * v_c$  apresentou significância estatística,  $p$ -valor  $< \alpha$ . De acordo com o gráfico de interação representado na Fig. 5.26,  $f_{za}$  apresenta contribuição negativa para  $SNR[Ron_t]$  quando  $f_{zt}$  e  $v_c$  estão no nível mais alto. No entanto, no nível mais baixo de  $v_c$ ,  $f_{za}$  tem efeito positivo sobre  $SNR [Ron_t]$ .

Tabela 5.9. ANOVA para  $SNR[Ron_t]$ 

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	9	3527,55	391,950	324,09	0,000
Linear	3	8,66	2,888	2,39	0,130
$f_{za}$	1	7,09	7,093	5,86	<b>0,036</b>
$f_{zt}$	1	1,15	1,152	0,95	0,352
$v_c$	1	0,16	0,157	0,13	0,726
Quadrático	3	46,03	15,344	12,69	0,001
$f_{za} * f_{za}$	1	25,76	25,760	21,30	<b>0,001</b>
$f_{zt} * f_{zt}$	1	8,95	8,951	7,40	<b>0,022</b>
$v_c * v_c$	1	8,56	8,563	7,08	<b>0,024</b>
Interações	3	16,79	5,597	4,63	0,028
$f_{za} * f_{zt}$	1	1,43	1,433	1,19	0,302
$f_{za} * v_c$	1	15,58	15,575	12,88	<b>0,005</b>
$f_{zt} * v_c$	1	1,73	1,730	1,43	0,259
Erro	10	12,09	1,209		
Falta de ajuste	5	6,70	1,341	1,24	0,408
Erro puro	5	5,39	1,078		
Total	19	3539,64			

Ajuste do modelo			
S	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{prev}$
1,0997	99,66%	99,35%	0,00%

Figura 5.25. Gráfico de efeitos principais para  $SNR[Ron_t]$

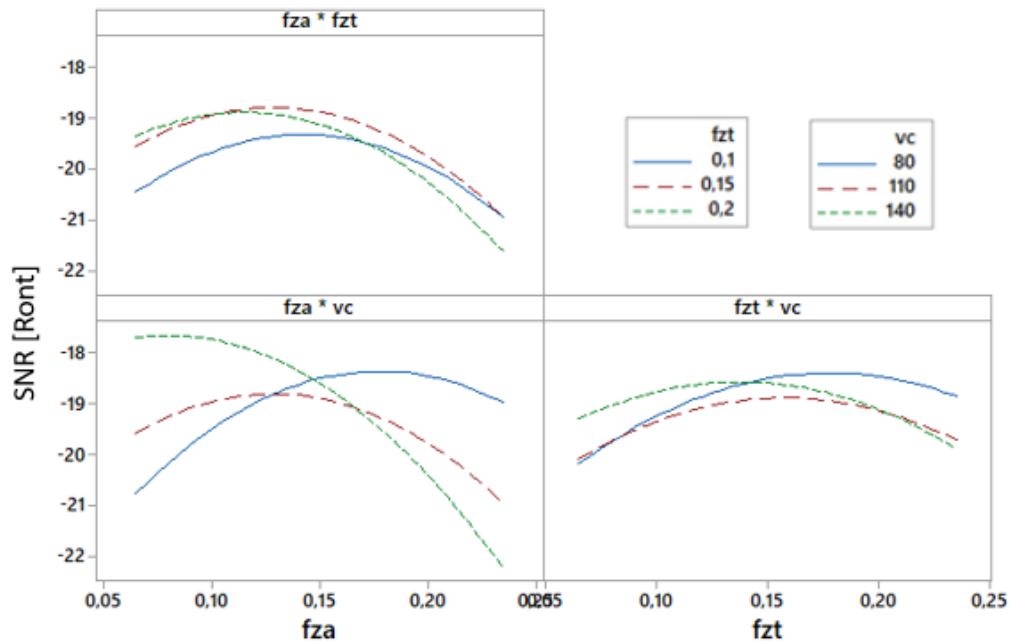


Figura 5.26. Gráfico de interação para  $SNR[Ron_t]$

Conforme mostra a Eq. (5.6), a relação sinal/ruído para a circularidade total foi modelada nas unidades originais. O erro experimental  $\sigma_{SNR[Ron_t]}^2$  estimado pela ANOVA foi 1,209 e os coeficientes de determinação mostraram a capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados,  $R^2_{aj} = 99,35\%$ , mas não apresentou capacidade de previsão. O teste para falta de ajuste comprovou, com p-valor = 0,408 não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$SNR [Ron_t] = -36,51 + 134,8f_{za} + 78,2f_{zt} + 0,0408v_c - 209,0f_{za}^2 - 127,4f_{zt}^2 + 0,000339v_c^2 - 105,0f_{za}f_{zt} - 0,590f_{za}v_c - 0,193f_{zt}v_c \quad (5.6)$$

As superfícies de resposta para  $SNR[Ron_t]$  são apresentadas nas Fig. 5.27, 5.28 e 5.29. Sobre a convexidade da função, os autovalores  $\lambda$  associados a função  $SNR [Ron_t]$  são:  $\lambda_{SNR[Ron_t]} = [-0,7834; 0,5051; -0,2576]$ , como são mistos é uma função sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) deverá ser restrita.

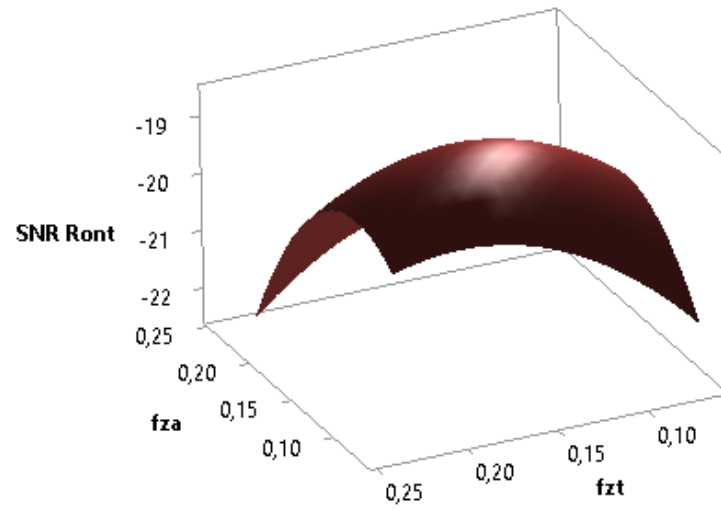


Figura 5.27. Superfície de resposta para  $SNR[Ron_t]$ ,  $v_c = 110$  m/min

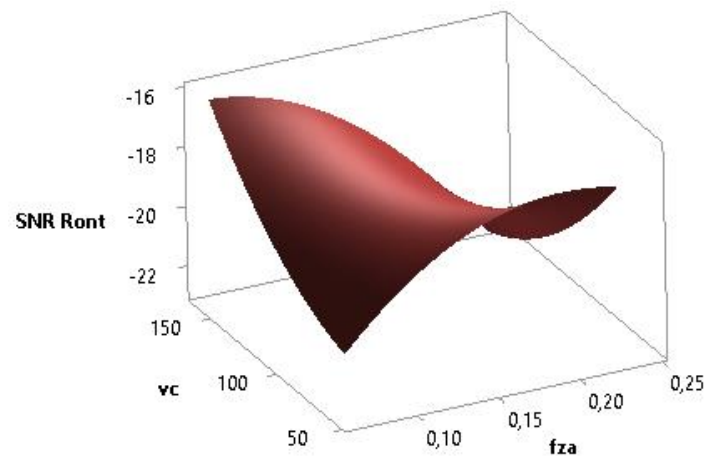


Figura 5.28. Superfície de resposta para  $SNR[Ron_t]$ ,  $f_{zt} = 0,15$  mm/dente

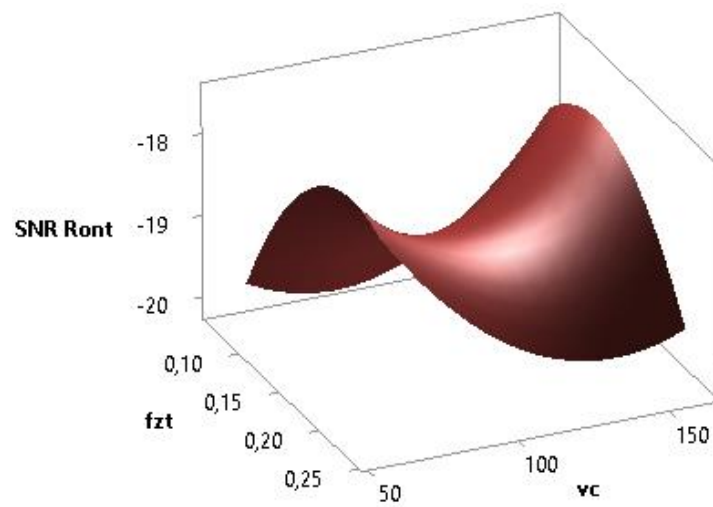


Figura 5.29. Superfície de resposta para  $SNR[Ron_t]$ ,  $f_{za} = 0,15$   $\mu$ m/dente

Por fim, a Fig. 5.30 expõe o perfil de cilindridade em uma das medições realizadas no corpo de prova 14 ( $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$ ;  $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$ ;  $v_c = 160,45 \text{ m/min}$ ).

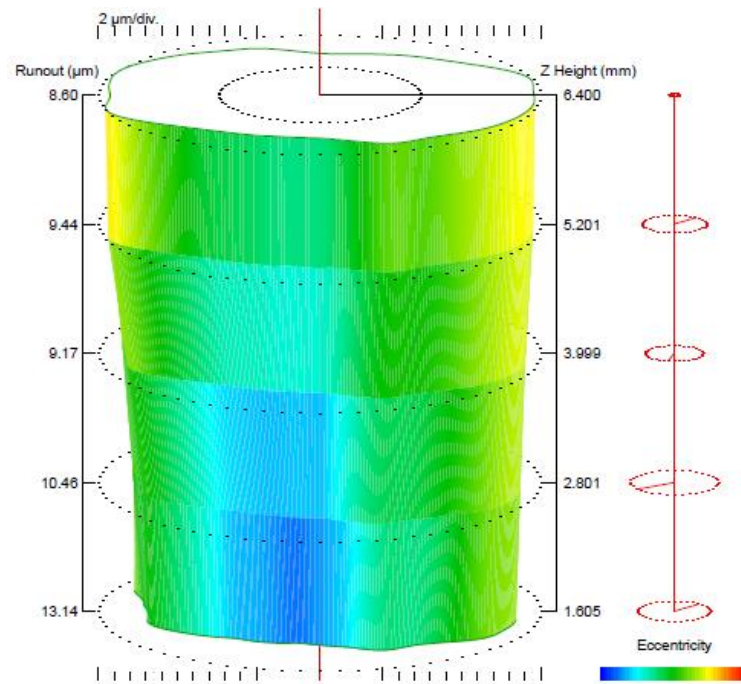


Figura 5.30. Perfil de cilindridade total para o ensaio 14 ( $Cyl_t = 15,16 \mu\text{m}$ , fim do furo)

A cilindridade total média  $Cyl_t$  dos furos apresentou magnitude mínima de  $11,54 \mu\text{m}$  e máxima de  $16,97 \mu\text{m}$ . Pereira *et al.* (2019) alcançaram uma faixa de  $6,92$  a  $21,01 \mu\text{m}$  a qual apresenta um estreitamento da faixa obtida na investigação em questão. A Tabela 5.10 apresenta o planejamento experimental com a resposta  $Cyl_t$  em termos de sua média [ $\mu\text{m}$ ] e relação sinal/ruído.

A Tabela 5.11 apresenta a ANOVA para a média de  $Cyl_t$ . No que diz respeito aos efeitos principais e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se no modelo reduzido que  $f_{zt}$  e  $v_c$  apresentaram significância estatística, com  $p\text{-valor} < \alpha$ . O efeito de  $f_{zt}$  em níveis superiores a  $0,1 \text{ mm/min}$  influem na redução de  $Cyl_t$ . Níveis de  $v_c$  acima de  $100 \text{ m/min}$  também conduzem ao decréscimo de  $Cyl_t$ , enquanto níveis abaixo desse valor prejudicam a resposta de interesse. Em relação aos efeitos quadráticos das variáveis de controle apenas  $f_{zt}^2$  e  $v_c^2$  apresentaram significância,  $p\text{-valor} < \alpha$ . O gráfico de efeitos principais é apresentado na Fig. 5.31.



Tabela 5.10. Planejamento experimental com a resposta  $Cyl_t$ 

Ordem	Arranjo interno			Arranjo externo						Arranjo externo		
	Variáveis de controle			$lto$ [mm]	31	35	31	35	31	35	Variáveis de ruído	
	$fza$	$fzt$	$vc$	$lb$	-1	-1	0	0	1	1	Média	SNR
padrão	[ $\mu$ m/dente]	[mm/dente]	[m/min]	$Cyl_t$						[ $\mu$ m]		
1	0,10	0,10	80,0	20,48	10,50	16,71	13,04	18,27	12,03	15,17	-23,85	
2	0,20	0,10	80,0	13,77	12,41	16,70	17,10	12,00	12,61	14,10	-23,07	
3	0,10	0,20	80,0	14,85	9,89	14,68	14,29	12,32	10,71	12,79	-22,24	
4	0,20	0,20	80,0	10,92	26,10	10,34	15,24	7,28	14,79	14,11	-23,71	
5	0,10	0,10	140,0	12,58	19,06	14,90	13,59	13,66	11,68	14,25	-23,19	
6	0,20	0,10	140,0	12,79	16,89	12,28	14,61	10,10	11,25	12,99	-22,40	
7	0,10	0,20	140,0	10,97	16,37	12,24	13,05	9,02	7,57	<u>11,54</u>	-21,50	
8	0,20	0,20	140,0	23,41	24,60	14,40	14,61	11,59	11,87	16,75	-24,89	
9	0,07	0,15	110,0	13,93	17,12	13,74	17,69	7,16	14,15	13,97	-23,15	
10	0,23	0,15	110,0	13,54	13,54	19,67	8,95	19,20	9,74	14,11	-23,35	
11	0,15	0,07	110,0	21,00	18,85	10,60	13,31	12,34	10,71	14,47	-23,53	
12	0,15	0,23	110,0	17,05	9,30	14,68	12,48	9,48	11,11	12,35	-22,05	
13	0,15	0,15	59,5	13,25	13,89	15,45	16,20	12,34	13,54	14,11	-23,03	
14	0,15	0,15	160,5	15,16	13,73	11,30	16,48	10,21	13,91	13,47	-22,69	
15	0,15	0,15	110,0	13,88	13,10	16,39	14,70	16,80	11,95	14,47	-23,27	
16	0,15	0,15	110,0	11,67	11,26	19,93	17,00	12,50	12,25	14,10	-23,21	
17	0,15	0,15	110,0	12,21	12,60	15,72	15,10	14,17	12,99	13,80	-22,83	
18	0,15	0,15	110,0	11,43	19,03	10,78	12,88	13,37	11,10	13,10	-22,54	
19	0,15	0,15	110,0	21,11	14,71	15,66	14,47	12,32	9,41	14,61	-23,54	
20	0,15	0,15	110,0	12,96	34,37	17,35	11,88	12,25	13,01	<u>16,97</u>	-25,46	

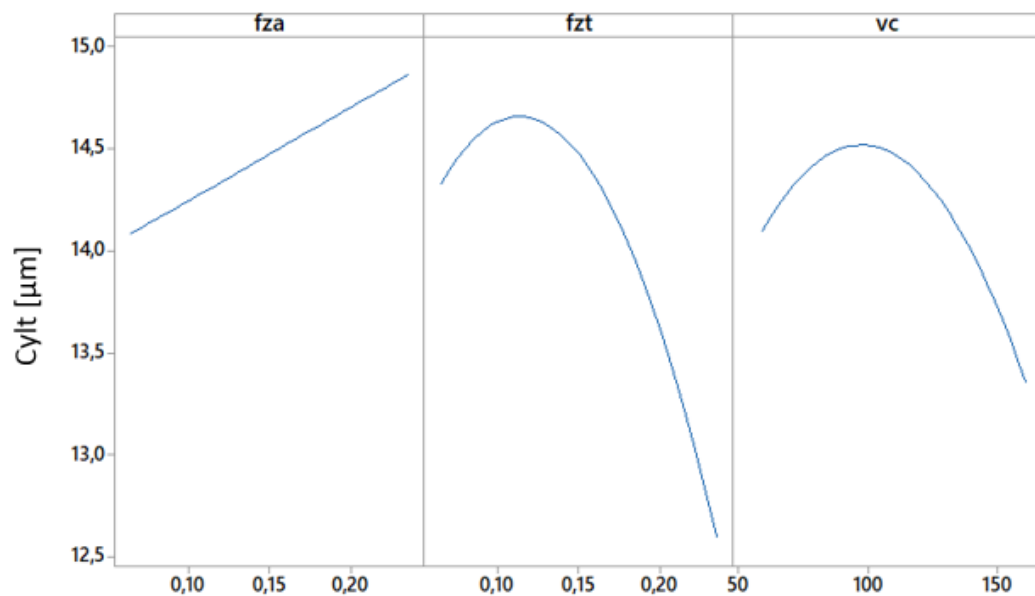
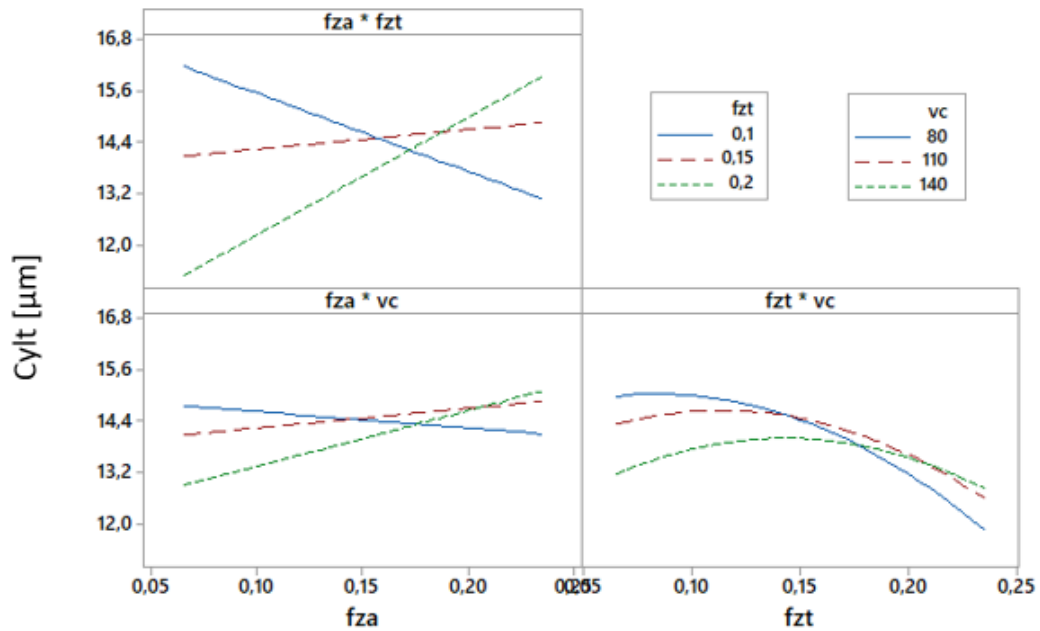
Figura 5.31. Gráfico de efeitos principais para  $Cyl_t$

Tabela 5.11. ANOVA para  $Cyl_t$ 

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	8	167,58	20,947	16,87	0,000
Linear	3	29,46	9,818	7,91	0,004
$f_{za}$	1	4,60	4,602	3,71	0,080
$f_{zt}$	1	22,12	22,122	17,81	<b>0,001</b>
$v_c$	1	10,23	10,226	8,24	<b>0,015</b>
Quadrático	2	51,08	25,538	20,57	0,000
$f_{zt} * f_{zt}$	1	14,15	14,145	11,39	<b>0,006</b>
$v_c * v_c$	1	37,04	37,037	29,83	<b>0,000</b>
Interações	3	42,77	14,257	11,48	0,001
$f_{za} * f_{zt}$	1	36,63	36,626	29,49	<b>0,000</b>
$f_{za} * v_c$	1	5,69	5,689	4,58	0,056
$f_{zt} * v_c$	1	6,07	6,067	4,89	0,049
Erro	11	13,66	1,242		
Falta de ajuste	6	8,34	1,390	1,31	0,393
Erro puro	5	5,32	1,064		
Total	19	181,24			

Ajuste do modelo			
S	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{prev}$
1,1143	92,46%	86,98%	50,74%

Figura 5.32. Gráfico de interação para  $Cyl_t$

Sobre o efeito das interações, apenas  $f_{za} * f_{zt}$  mostrou-se estatisticamente significativa, p-valor  $< \alpha$ . O gráfico de interação é apresentado na Fig. 5.32, na qual percebe-se que o efeito de  $f_{za}$  é positivo para a resposta quando  $f_{zt}$  está no nível mais alto, mas é negativo quando  $f_{zt}$  está no nível mais baixo.

A circularidade total foi modelada e o modelo reduzido é apresentado na Eq. (5.7). O erro experimental  $\sigma_{Cylt}^2$  estimado pela ANOVA foi de 1,242 e os coeficientes de determinação mostraram a capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados,  $R^2_{aj} = 86,98\%$  e capacidade de previsão de 50,74%. O teste para falta de ajuste comprovou, com p-valor = 0,393 não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$Cyl_t = 28,94 - 94,8f_{za} - 66,9f_{zt} - 0,0276v_c - 139,4f_{zt}^2 - 0,000286v_c^2 + 456,3f_{za}f_{zt} + 0,281f_{za}v_c + 0,274f_{zt}v_c \quad (5.7)$$

As superfícies de resposta para a média de  $Cyl_t$  são apresentadas nas Fig. 5.33, 5.34 e 5.35. Sobre a convexidade da função, os autovalores  $\lambda$  associados a  $Cyl_t$  são:  $\lambda_{Cylt} = [-0,7742; 0,5302; -0,3615]$ , como são mistos a função é sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) deverá ser restrita.

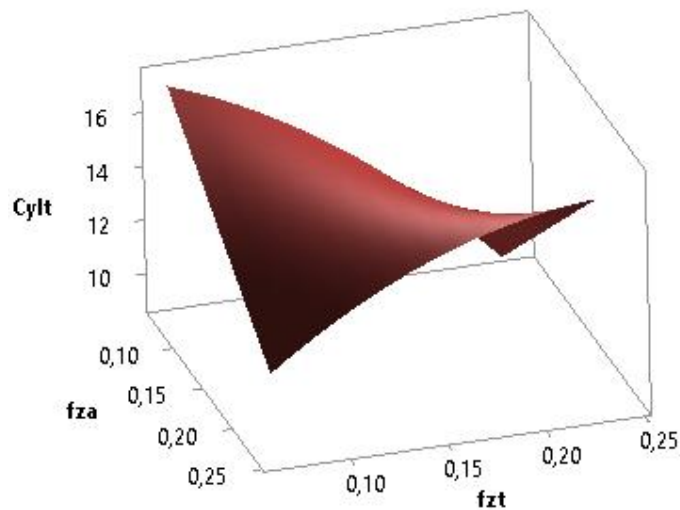


Figura 5.33. Superfície de resposta para  $Cyl_t$ ,  $v_c = 110$  m/min

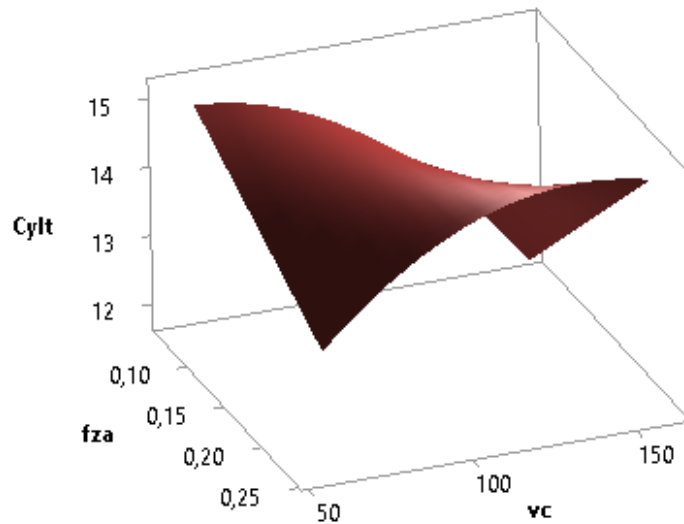


Figura 5.34. Superfície de resposta para  $Cyl_t, f_{zt} = 0,15$  mm/dente

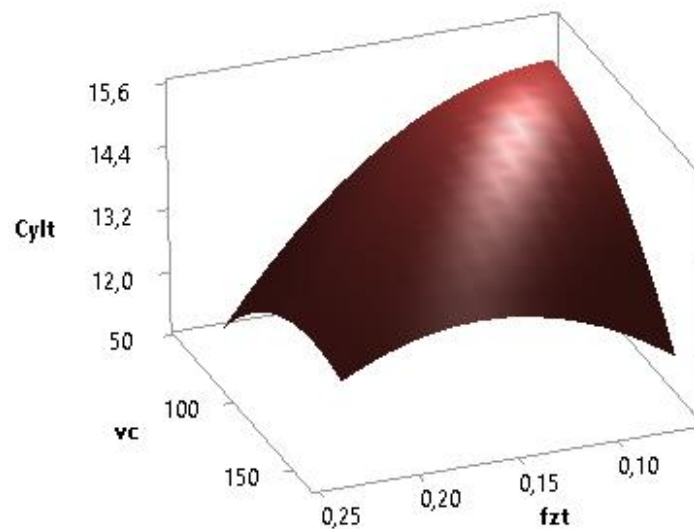


Figura 5.35. Superfície de resposta para  $Cyl_t, f_{za} = 0,15$  µm/dente

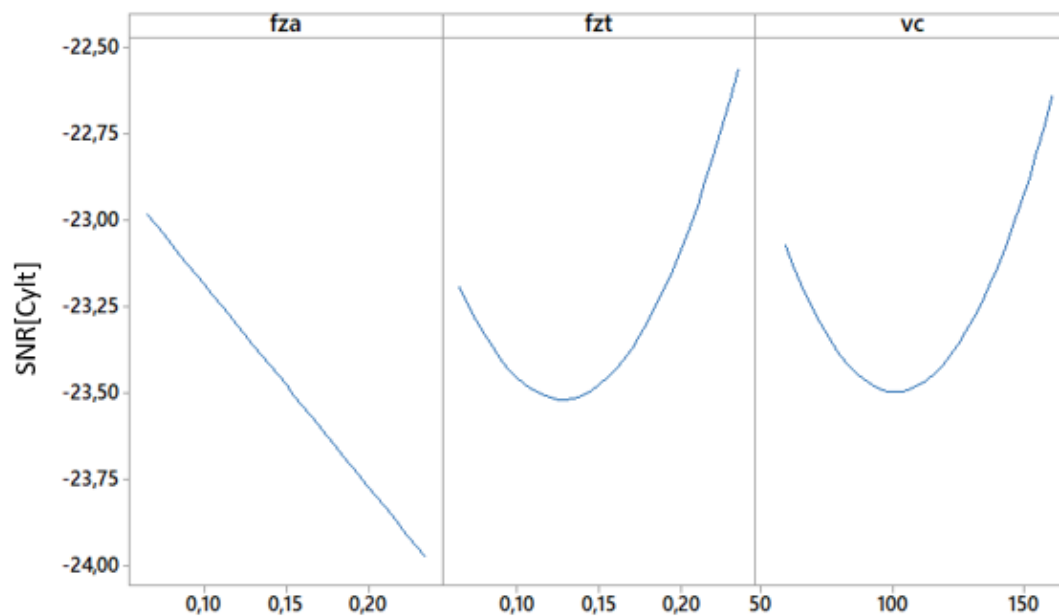
A relação sinal/ruído ( $SNR$ ) de  $Cyl_t$  também foi modelada segundo o critério *Smaller is Better* (SB), Eq. (2.47). Segundo a ANOVA apresentada na Tabela 5.12, em relação aos efeitos principais e considerando o nível de significância adotado  $\alpha = 0,05$ , observa-se que  $f_{za}$  e  $v_c$  apresentaram significância estatística com p-valor  $< \alpha$ . Em relação aos efeitos quadráticos das variáveis de controle, apenas  $v_c * v_c$  apresentou significância estatística, p-valor  $< \alpha$ . O gráfico de efeitos principais é apresentado na Fig. 5.36.

Tabela 5.12. ANOVA para  $SNR[CyI_t]$ 

FV	GL	SQ	MQ	F	P-valor
Modelo	8	220,51	27,564	18,68	0,000
Linear	3	42,35	14,118	9,57	0,002
$f_{za}$	1	19,93	19,934	13,51	<b>0,004</b>
$f_{zt}$	1	7,47	7,465	5,06	0,046
$v_c$	1	11,37	11,373	7,71	<b>0,018</b>
Quadrático	2	44,79	22,396	15,17	0,001
$f_{zt} * f_{zt}$	1	6,67	6,672	4,52	0,057
$v_c * v_c$	1	42,49	42,485	28,79	<b>0,000</b>
Interações	3	97,78	32,592	22,08	0,000
$f_{za} * f_{zt}$	1	64,09	64,093	43,43	<b>0,000</b>
$f_{za} * v_c$	1	6,27	6,274	4,25	0,064
$f_{zt} * v_c$	1	5,36	5,360	3,63	0,083
Erro	11	16,24	1,476		
Falta de ajuste	6	10,27	1,711	1,43	0,355
Erro puro	5	5,97	1,193		
Total	19	236,75			

Ajuste do modelo			
S	$R^2$	$R^2_{aj}$	$R^2_{prev}$
1,2149	93,14%	88,16%	0,00%

Figura 5.36. Gráfico de efeitos principais para  $SNR[CyI_t]$

Sobre o efeito das interações, apenas  $f_{za} * v_c$  apresentou significância estatística,  $p$ -valor  $< \alpha$ . No gráfico de interação, apresentado na Fig. 5.37 verifica-se o efeito negativo de  $f_{za}$  em  $SNR[Cyl_t]$  quando  $f_{zt}$  está no nível mais alto. No entanto, no nível mais baixo de  $f_{zt}$ ,  $f_{za}$  tem efeito positivo sobre  $SNR[Cyl_t]$ .

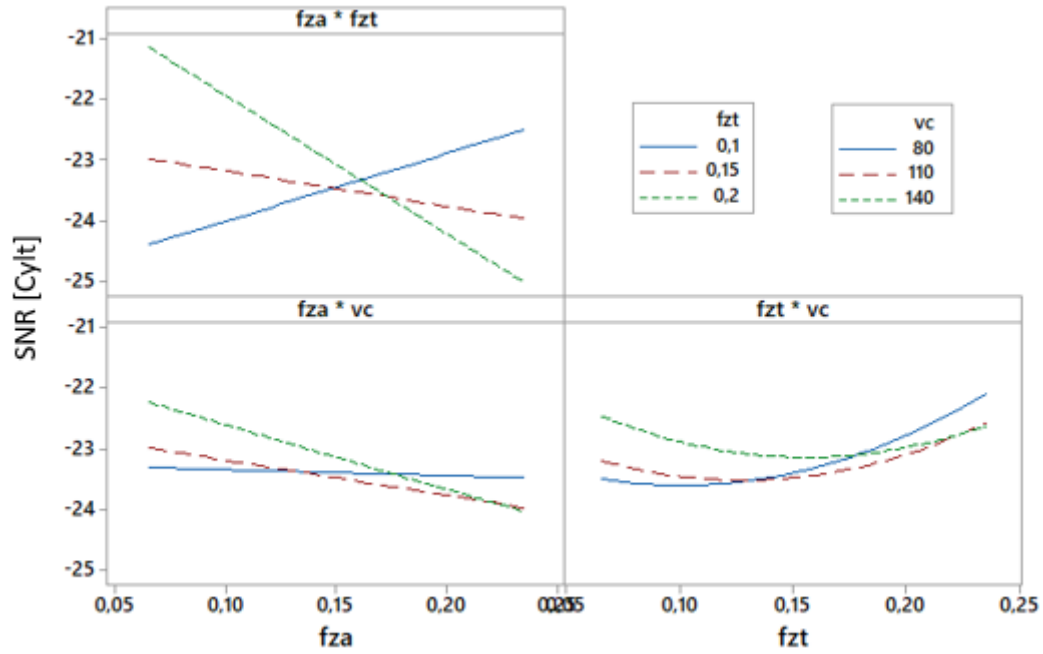


Figura 5.37. Gráfico de interação para  $SNR[Cyl_t]$

Conforme mostra a Eq. (5.8), a relação sinal/ruído para a cilindridade total foi modelada nas unidades originais. O erro experimental  $\sigma_{SNR[Cyl_t]}^2$  estimado pela ANOVA foi 1,476 e os coeficientes de determinação mostraram a capacidade de modelo em explicar a variabilidade dos dados,  $R^2_{aj} = 88,16\%$ , mas não apresentou capacidade de previsão. O teste para falta de ajuste comprovou, com  $p$ -valor = 0,355 não haver indício de falta de ajuste no modelo de resposta.

$$SNR[Cyl_t] = -31,69 + 62,7f_{za} + 46,5f_{zt} - 0,0010v_c + 83,0f_{zt}^2 + 0,000239v_c^2 - 338,4f_{za}f_{zt} - 0,1612f_{za}v_c - 0,1544f_{zt}v_c \quad (5.8)$$

As superfícies de resposta para  $SNR[Cyl_t]$  são apresentadas nas Fig. 5.38, 5.39 e 5.40. Sobre a convexidade da função, os autovalores associados a função  $SNR[Cyl_t]$  são:  $\lambda_{SNR[Cyl_t]} = [0,5401; -0,3786; 0,2610]$ , como são mistos é uma função sela com ponto estacionário de sela. A otimização (minimização) deverá ser restrita.

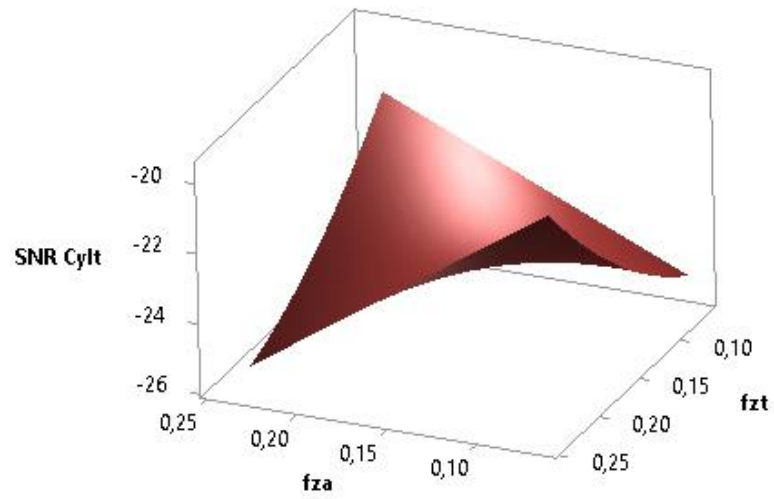


Figura 5.38. Superfície de resposta para  $SNR[Cyl_t]$ ,  $v_c = 110$  m/min

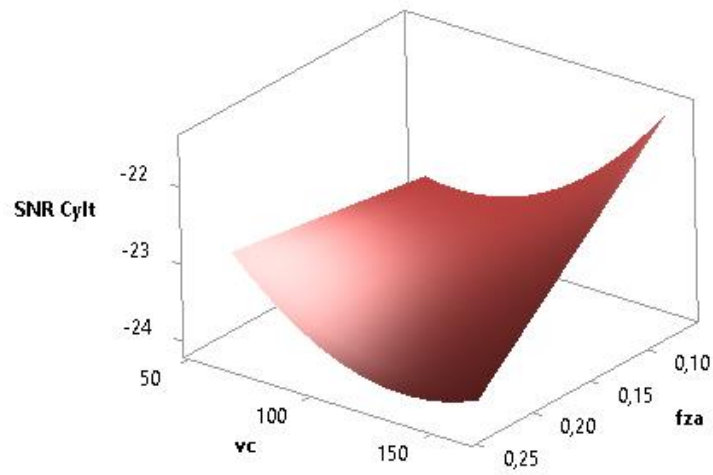


Figura 5.39. Superfície de resposta para  $SNR[Cyl_t]$ ,  $f_{z_t} = 0,15$  mm/dente

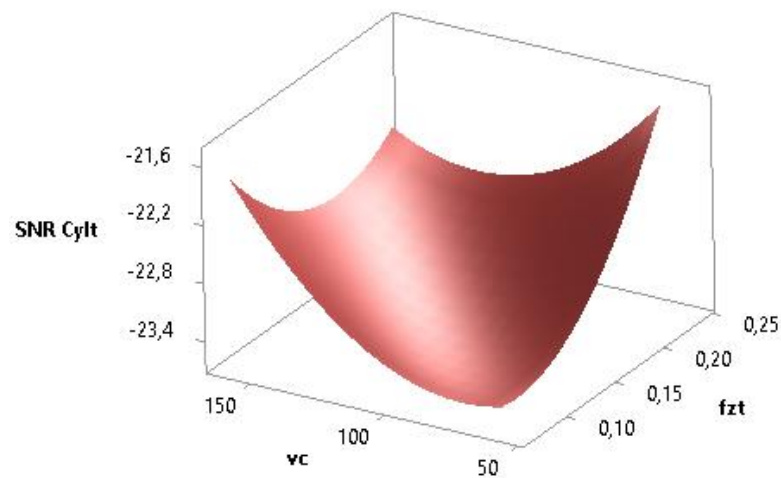


Figura 5.40. Superfície de resposta para  $SNR[Cyl_t]$ ,  $f_{z_a} = 0,15$   $\mu$ m/dente

### 5.3 Taxa de remoção de material

A taxa de remoção de material  $MRR$ , resposta determinística, foi calculada conforme Eq. (2.18). O fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido em altas velocidades de corte foi realizado na presente pesquisa no intuito de melhorar a eficiência produtiva do processo que, no que se refere ao tempo de usinagem, é menos produtivo que a furação convencional (REY *et al.*, 2016). A Tabela 5.13 apresenta a resposta  $MRR$  calculada em função da região experimental.

A taxa de remoção de material calculada alcançou magnitude mínima de 234,90  $\text{cm}^3/\text{min}$  e máxima de 907,21  $\text{cm}^3/\text{min}$ . Se comparada a faixa calculada por Pereira (2017) no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido em velocidades de corte inferiores: DE 60,42 a 522,79  $\text{cm}^3/\text{min}$ , percebe-se um aumento substancial na taxa de remoção de material, logo, na produtividade do processo. A Fig. 5.41 representa o comportamento de  $MRR$  nos níveis das variáveis de controle testadas. É possível perceber através das figuras e também confirmar pela Tabela 5.13 que a variável de processo  $f_{zt}$  não apresentou impacto na resposta  $MRR$ .

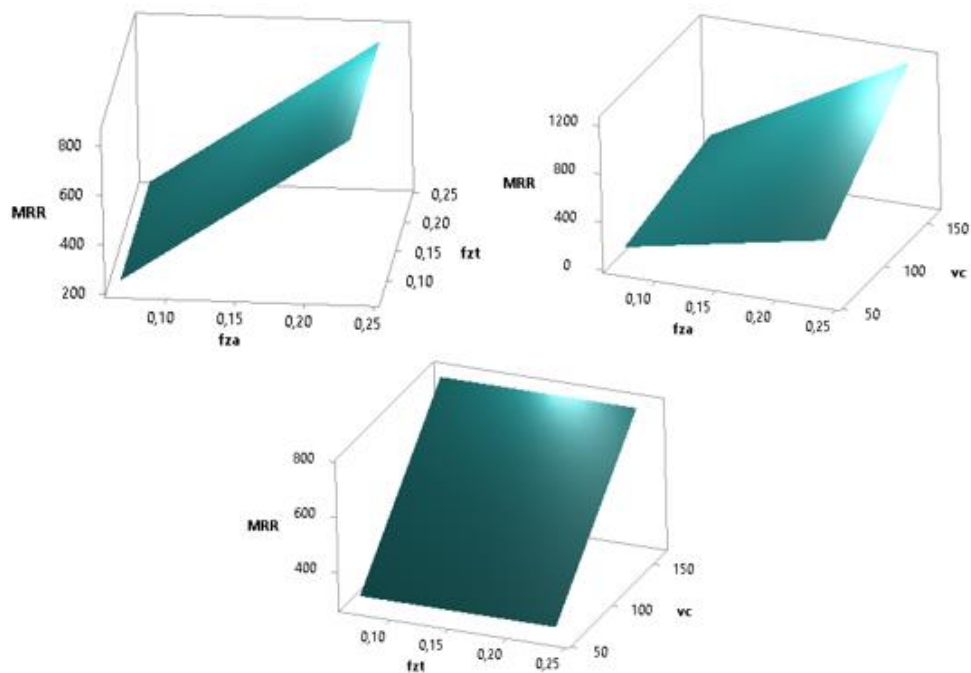


Figura 5.41. Taxa de remoção de material para  $v_c = 110 \text{ m/min}$ ,  $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/min}$  e  $f_{za} = 0,15 \text{ }\mu\text{m/min}$ .



Tabela 5.13. Taxa de remoção de material calculada

Ordem padrão	$f_{za}$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$f_{zt}$ [ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	$v_c$ [ $\text{m}/\text{min}$ ]	$MRR$ [ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]
1	0,10	0,10	80,0	259,20
2	0,20	0,10	80,0	518,41
3	0,10	0,20	80,0	259,20
4	0,20	0,20	80,0	518,40
5	0,10	0,10	140,0	453,60
6	0,20	0,10	140,0	<u>907,21</u>
7	0,10	0,20	140,0	453,60
8	0,20	0,20	140,0	907,20
9	0,07	0,15	110,0	<u>234,90</u>
10	0,23	0,15	110,0	834,30
11	0,15	0,07	110,0	534,61
12	0,15	0,23	110,0	534,60
13	0,15	0,15	59,5	289,40
14	0,15	0,15	160,5	779,81
15	0,15	0,15	110,0	534,60
16	0,15	0,15	110,0	534,60
17	0,15	0,15	110,0	534,60
18	0,15	0,15	110,0	534,60
19	0,15	0,15	110,0	534,60
20	0,15	0,15	110,0	534,60

#### 5.4 Seleção das respostas para otimização

Até o momento, foram abordadas as respostas de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$ , de forma geométrica  $Ron_t$  e  $Cyl_t$  e de produtividade  $MRR$ . Para seguir com a otimização multi-objetivo é interessante averiguar a semelhança entre as respostas uma vez que a otimização de respostas altamente correlacionadas seria redundante pois a otimização de uma conseqüentemente acarreta a otimização da outra. Para tanto, foi realizada a análise da correlação entre as respostas, Tabela 5.14, assim como uma análise hierárquica, Fig. 5.42, para que através da distância entre as respostas fossem evitadas repostas semelhantes, ou seja, muito próximas.

Na Tabela 5.14 está a matriz de correlação entre as respostas. Dentre a relação de dependência entre as respostas, verificou-se forte correlação entre as repostas de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$ , o que é esperado uma vez que ambas são parâmetros de amplitude de medidas de tendência central e dispersão, respectivamente. Verificou-se também uma correlação moderada entre as

respostas  $MRR$  e  $R_a$  e as respostas  $MRR$  e  $R_z$ , mas não significativa ( $p$ -valor  $> \alpha$ ). Essa relação moderada de dependência pode ser justificada pela influência das variáveis de processo  $f_{za}$  e  $v_c$  tanto na resposta de produtividade quanto nas respostas de rugosidade. Para uma maior taxa de remoção de material são necessários altos níveis na direção axial que pode levar a degradação da qualidade superficial do furo. Em relação às respostas de circularidade e cilindricidade total,  $R_{ont}$  e  $Cyl_t$ , ambas não se apresentaram correlacionadas entre si ou com as outras respostas como mostram o coeficiente de Pearson e o  $p$ -valor de ambas.

A Fig. 5.42 apresenta o dendrograma (diagrama de árvore) de Ward, o qual confirma a similaridade entre algumas respostas através da distância medida pela correlação absoluta. Foram formados quatro grupos pelo agrupamento de observações similares. O grupo de maior similaridade entre as respostas segundo o dendrograma gerado, Fig. 5.42, é o grupo com as respostas de rugosidade, com 99,18% de semelhança entre  $R_a$  e  $R_z$ , ratificando o que a matriz de correlação havia mostrado

Identificadas a dependência entre as respostas e as de maior importância dentro de um grupo de respostas similares pode-se partir para a otimização multi-objetivo das respostas escolhidas cujos resultados representarão bem as respostas remanescentes. Na escolha das respostas para a otimização multi-objetivo levou-se em consideração também sua importância no processo de usinagem sob investigação e o ajuste dos modelos matemáticos. São elas:  $R_a$ ,  $R_{ont}$ ,  $Cyl_t$  e  $MRR$ .

Tabela 5.14. Matriz de correlação (\* coeficiente de Pearson, \*\*  $p$ -valor)

	$R_a$	$R_z$	$R_{ont}$	$Cyl_t$
$R_z$	<b>0,984</b> <b>0,000</b>			
$R_{ont}$	0,079 0,741	0,003 0,992		
$Cyl_t$	0,282 0,228	0,337 0,147	0,087 0,714	
$MRR$	0,419 0,066	0,443 0,051	0,312 0,181	0,149 0,530

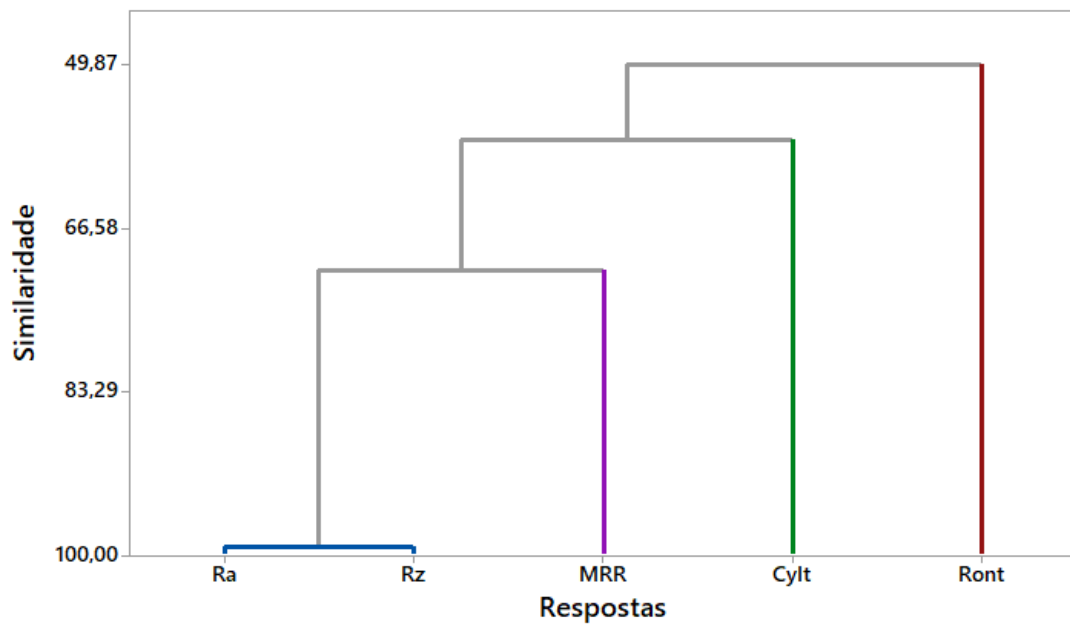


Figura 5.42. Dendrograma de Ward

A escolha do parâmetro de rugosidade  $R_a$  está no fato de ser o mais utilizado no controle de qualidade (GADELMAWLA *et al.*, 2002; PETROPOULOS *et al.*, 2010). As respostas de forma  $Ront$  e  $Cylt$  também foram selecionadas devido à importância de ambas na qualidade de forma dos furos. A taxa de remoção de material  $MRR$  foi escolhida para a otimização devido à sua relevância na identificação de cenários favoráveis à produtividade no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido.

## 5.5 Otimização da taxa de remoção de material

A otimização de  $MRR$  foi realizada sujeita à restrição do espaço experimental. A Tabela 5.15 resume os níveis ótimos das variáveis de controle que resultam no valor ótimo para a taxa de remoção de material,  $MRR^* = 989,76 \text{ cm}^3/\text{min}$ . Em contraste com o resultado obtido, a otimização de  $MRR$  no fresamento helicoidal do ABNT H13 endurecido realizada no trabalho de Pereira (2017) alcançou  $MRR^* = 568,61 \text{ cm}^3/\text{min}$  com  $f_{za} = 0,21 \text{ }\mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$  e  $v_c = 83,80 \text{ m/min}$ . A presente pesquisa comprova a possibilidade de seguramente aumentar a produtividade do fresamento helicoidal nas faixas de velocidade aqui aplicadas em um aço endurecido de difícil usinabilidade, mantendo níveis de qualidade aceitáveis.

Tabela 5.15. Otimização da taxa de remoção de material

Codificado			Decodificado			Resposta
$f_{za}$	$f_{zt}$	$v_c$	$f_{za}$	$f_{zt}$	$v_c$	$MRR$
[ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	[ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	[ $\text{m}/\text{min}$ ]	[ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	[ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	[ $\text{m}/\text{min}$ ]	[ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]
1,26	0,00	1,12	0,21	0,15	143,54	989,76

## 5.6 Otimização bi-objetivo pelo método NNC

A seguir as otimizações bi-objetivo pelo método NNC são apresentadas. A otimização individual de  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Ron_t]$  foi realizada de modo a construir a matriz *pay-off* apresentada na Tabela 5.16. Em cada coluna da matriz estão os pontos de âncora das respostas elucidando o conflito entre a rugosidade total e a circularidade total dos furos usinados.

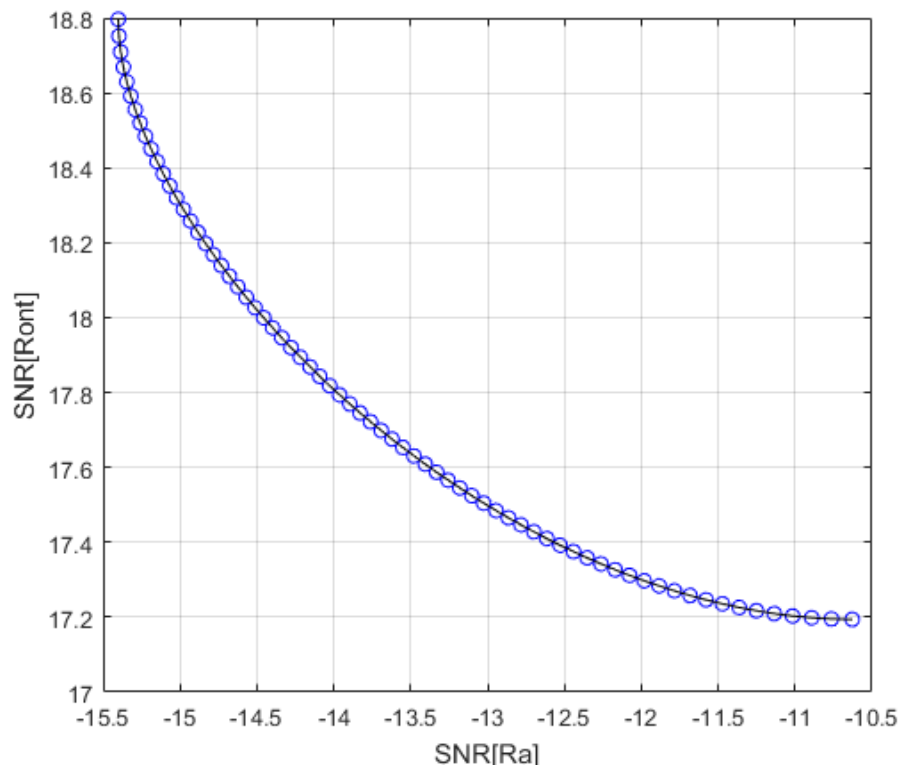
Tabela 5.16. Matriz *pay-off* para  $SNR[R_a]$  x  $SNR[Ron_t]$ 

$SNR[R_a]$	15,402	10,628
$SNR[Ron_t]$	-18,797	-17,194

Na íntegra os resultados foram estimados com aproximadamente  $\delta = 0,01$ . A Fig. 5.43 ilustra a fronteira de Pareto para  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Ron_t]$ . Observa-se nas fronteiras de Pareto aqui apresentadas nas quais uma ou mais funções objetivo representem respostas cujo critério seja de maximização que as possíveis soluções ótimas de Pareto geradas para ambas as respostas são referenciadas com valor negativo. Isso foi necessário para viabilizar a otimização de um critério de maximização (relação sinal/ruído) pelo método ENNC cujo enfoque é a minimização das funções objetivos. Na otimização de  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Ron_t]$  não foram encontradas soluções dominadas, logo, as soluções apresentadas são de fato ótimas. Os resultados da otimização bi-objetivo de ambas pelo método ENNC são apresentados na Tabela 5.17 com espaçamento  $\delta = 0,1$  entre os pesos.

Tabela 5.17. Resultados da otimização entre  $SNR[R_a]$  e  $SNR[R_{ont}]$  pelo ENNC

$wI$	Decodificado			Respostas			
	$fza$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$fzt$ [mm/dente]	$vc$ [m/min]	$SNR[R_a]$ -	$SNR[R_{ont}]$ -	$Ra$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_{ont}$ [ $\mu\text{m}$ ]
0,0	0,109	0,148	154,114	10,628	-17,194	0,275	7,182
0,1	0,106	0,159	152,539	11,462	-17,235	0,251	7,183
0,2	0,103	0,167	150,705	12,151	-17,324	0,232	7,25
0,3	0,102	0,175	148,646	12,757	-17,441	0,215	7,356
0,4	0,101	0,182	146,354	13,301	-17,579	0,199	7,491
0,5	0,101	0,188	143,800	13,795	-17,734	0,185	7,653
0,6	0,101	0,194	140,929	14,241	-17,904	0,172	7,84
0,7	0,101	0,201	137,646	14,64	-18,091	0,16	8,052
0,8	0,102	0,207	133,779	14,987	-18,295	0,149	8,294
0,9	0,104	0,213	128,979	15,262	-18,523	0,14	8,576
1,0	0,110	0,221	122,468	15,402	-18,797	0,134	8,921

Figura 5.43. Fronteira de Pareto para  $SNR[R_a]$  e  $SNR[R_{ont}]$ 

A otimização individual de  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Cyl_t]$  também foi realizada de modo a construir a matriz *pay-off* apresentada na Tabela 5.18. O conflito entre a rugosidade total e a cilindricidade total dos furos usinados é elucidado em cada coluna da matriz onde encontram-se os pontos de âncora das respostas.

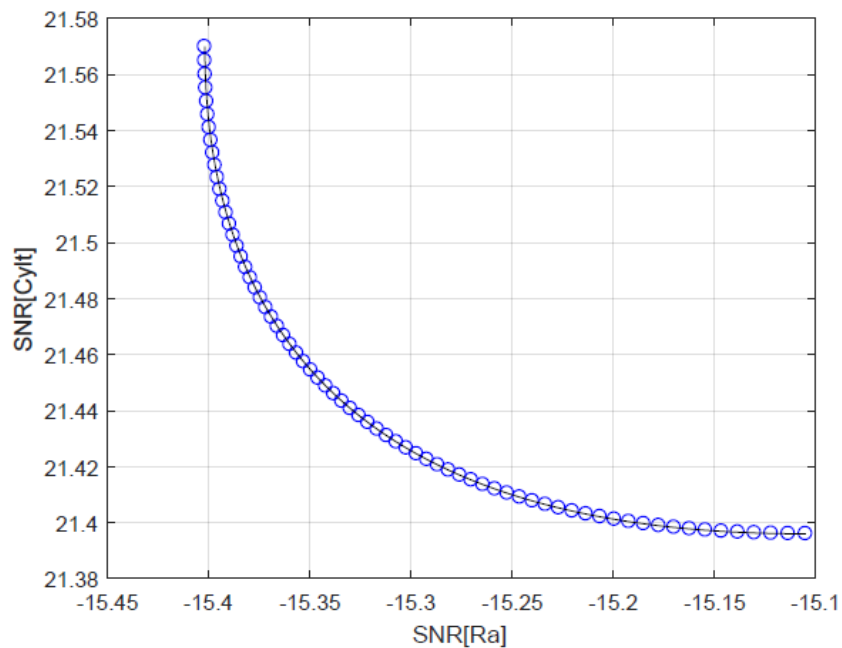
Tabela 5.18. Matriz *pay-off* para  $SNR[R_a]$  x  $SNR[Cyl_t]$ 

$SNR[R_a]$	15,402	15,105
$SNR[Cyl_t]$	-21,570	-21,396

Novamente, os resultados foram estimados na íntegra com  $\delta = 0,01$ . A Fig. 5.44 ilustra a fronteira de Pareto para  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Cyl_t]$  e os resultados da otimização bi-objetivo de ambas pelo método ENNC são apresentados na Tabela 5.19 com espaçamento  $\delta = 0,1$  entre os pesos. Mais uma vez não foram encontradas soluções dominadas.

Tabela 5.19. Resultados da otimização entre  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Cyl_t]$  pelo ENNC

$w1$	Decodificado			Respostas			
	$fza$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$fzt$ [ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	$vc$ [ $\text{m}/\text{min}$ ]	$SNR[Ra]$ -	$SNR[Cylt]$ -	$Ra$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Cylt$ [ $\mu\text{m}$ ]
0,0	0,095	0,213	113,515	15,105	-21,396	0,142	11,411
0,1	0,096	0,214	114,938	15,162	-21,398	0,141	11,405
0,2	0,097	0,215	116,210	15,213	-21,403	0,140	11,403
0,3	0,099	0,215	117,337	15,258	-21,412	0,138	11,405
0,4	0,100	0,216	118,336	15,297	-21,425	0,137	11,411
0,5	0,102	0,217	119,225	15,330	-21,441	0,136	11,423
0,6	0,103	0,218	120,023	15,356	-21,460	0,136	11,438
0,7	0,105	0,219	120,743	15,377	-21,484	0,135	11,459
0,8	0,107	0,220	121,397	15,391	-21,511	0,135	11,484
0,9	0,108	0,220	121,994	15,399	-21,541	0,134	11,515
1,0	0,110	0,221	122,468	15,402	-21,570	0,134	11,545

Figura 5.44. Fronteira de Pareto para  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Cyl_t]$

De forma a explorar o *trade-off* entre respostas relacionadas a qualidade e produtividade, a otimização de  $SNR[R_a]$  e  $MRR$ ,  $SNR[R_{on_t}]$  e  $MRR$  e  $SNR[Cyl_t]$  e  $MRR$  também foram realizadas.

A matriz *pay-off* com as otimizações individuais de  $SNR[R_a]$  e  $MRR$  é apresentada na Tabela 5.20. Os resultados da otimização bi-objetivo estão na Tabela 5.21 e as fronteiras de Pareto geradas na Fig. 5.45. Tanto na Tabela 5.20 quanto na Fig. 5.45 as soluções filtradas e as soluções filtradas e normalizadas são apresentadas de forma a reduzir os efeitos de escala que podem dificultar a compreensão do conflito. No conjunto de soluções geradas, 50 foram consideradas não dominadas em um total de 51.

Tabela 5.20. Matriz *pay-off* para  $SNR[R_a]$  x  $MRR$

$SNR[R_a]$	13,91	8,557
$MRR$	436,299	989,763

Tabela 5.21. Resultados da otimização entre  $SNR[R_a]$  e  $MRR$  pelo ENNC

$w1$	Decodificado			Respostas		
	$fza$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$fzt$ [ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	$vc$ [ $\text{m}/\text{min}$ ]	$SNR[Ra]$ -	$MRR$ [ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]	$Ra$ [ $\mu\text{m}$ ]
0,0	0,213	0,150	143,535	8,557	989,763	0,329
0,1	0,228	0,141	127,709	9,189	944,421	0,313
0,2	0,227	0,124	121,828	9,808	897,697	0,301
0,3	0,225	0,114	116,591	10,432	851,548	0,286
0,4	0,223	0,108	111,579	11,048	804,529	0,271
0,5	0,219	0,102	106,600	11,648	755,945	0,256
0,6	0,214	0,098	101,522	12,227	705,077	0,242
0,7	0,209	0,094	96,209	12,774	650,929	0,228
0,8	0,202	0,092	90,476	13,273	591,811	0,215
0,9	0,193	0,092	83,976	13,689	524,161	0,204
1,0	0,178	0,095	75,680	13,910	436,299	0,198

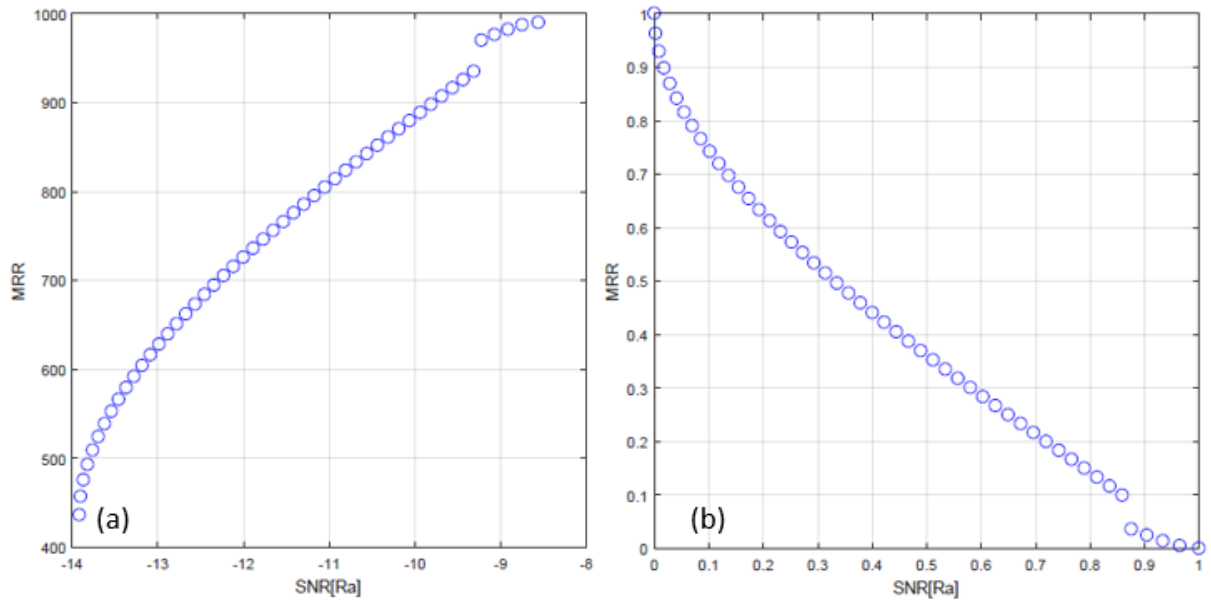


Figura 5.45. (a) Fronteira de Pareto Filtrada para  $SNR[R_a]$  e  $MRR$  e (b) Fronteira de Pareto Filtrada e Normalizada para  $SNR[R_a]$  e  $MRR$

Com o mesmo intuito que a otimização anterior a matriz *pay-off* com as otimizações individuais de  $SNR[Ron_i]$  e  $MRR$  é apresentada na Tabela 5.22. Os resultados da otimização bi-objetivo estão na Tabela 5.23 e as fronteiras de Pareto geradas na Fig. 5.46. Tanto na Tabela 5.22 quanto na Fig. 5.46 as soluções normalizadas são apresentadas. Das 51 soluções geradas na otimização, após a filtragem, 48 foram consideradas não dominadas, logo, soluções ótimas de Pareto.

Tabela 5.22. Matriz *pay-off* para  $SNR[Ron_i]$  x  $MRR$

$SNR[Ron_i]$	-17,194	-21,119
$MRR$	545,421	989,763



Tabela 5.23. Resultados da otimização entre  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$  pelo ENNC

$wI$	Decodificado			Respostas		
	$fza$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$fzt$ [ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	$vc$ [ $\text{m}/\text{min}$ ]	$SNR[Ron_t]$ -	$MRR$ [ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]	$Ron_t$ [ $\mu\text{m}$ ]
0,0	0,213	0,150	143,535	-21,119	989,763	10,431
0,1	0,200	0,144	150,275	-20,461	975,349	10,118
0,2	0,190	0,142	154,077	-19,910	948,957	9,767
0,3	0,181	0,141	156,655	-19,410	916,659	9,403
0,4	0,171	0,140	158,432	-18,950	879,842	9,035
0,5	0,162	0,140	159,569	-18,527	838,877	8,669
0,6	0,153	0,141	160,118	-18,141	793,645	8,311
0,7	0,143	0,142	160,055	-17,799	743,601	7,968
0,8	0,133	0,143	159,275	-17,508	687,615	7,650
0,9	0,122	0,145	157,521	-17,290	623,393	7,374
1,0	0,201	0,163	70,564	-17,956	459,112	6,985

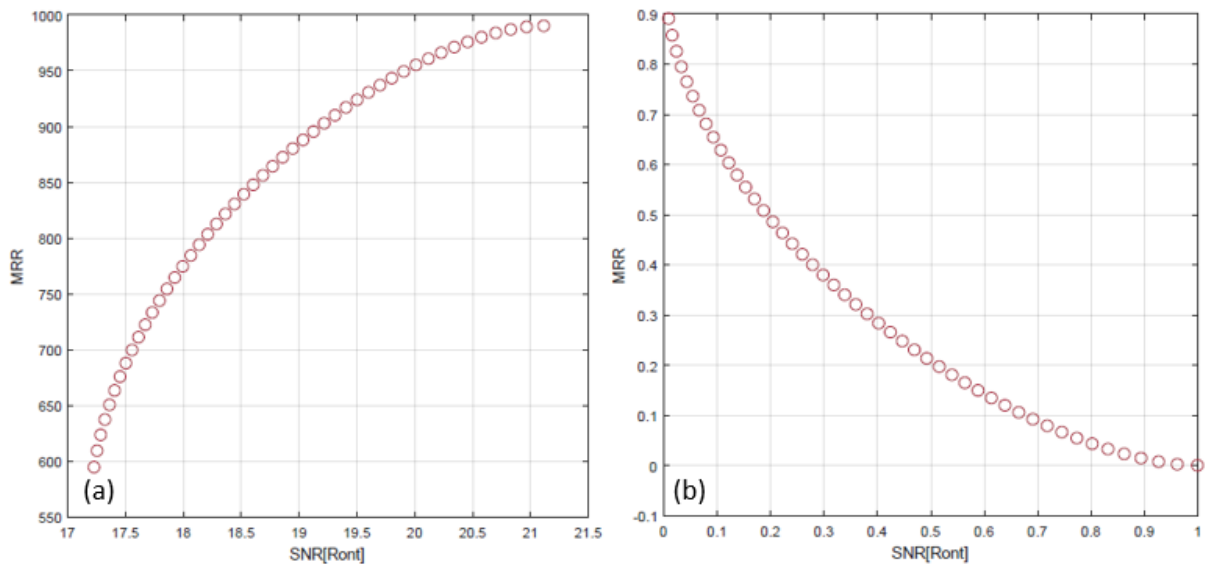


Figura 5.46. (a) Fronteira de Pareto Filtrada para  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$  e (b) Fronteira de Pareto Filtrada e Normalizada para  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$

Do mesmo modo, a Tabela 5.24 apresenta a *pay-off* para as respostas  $SNR[Cyl_t]$  e  $MRR$  e a Tabela 5.25 apresenta os resultados obtidos na otimização multi-objetivo entre a relação sinal/ruído da cilindridade total e a taxa de remoção de material, assim como os resultados normalizados de forma a reduzir os efeitos de escala. A Fig. 5.47 ilustra as fronteiras de Pareto obtidas na otimização. Não foram encontradas soluções dominadas.

Tabela 5.24. Matriz *pay-off* para  $SNR[Cyl_t]$  x  $MRR$ 

$SNR[Cyl_t]$	-22,438	-23,770
$MRR$	781,583	989,763

Tabela 5.25. Resultados da otimização entre  $SNR[Cyl_t]$  e  $MRR$  pelo ENNC

$w1$	Decodificado			Respostas		
	$fza$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$fzt$ [ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	$vc$ [ $\text{m}/\text{min}$ ]	$SNR[Cyl_t]$ -	$MRR$ [ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]	$Cyl_t$ [ $\mu\text{m}$ ]
0,0	0,213	0,150	143,535	-23,770	989,763	14,789
0,1	0,210	0,141	144,818	-23,526	986,344	14,491
0,2	0,208	0,133	145,344	-23,314	977,833	14,227
0,3	0,205	0,126	145,318	-23,126	965,519	13,989
0,4	0,202	0,119	144,808	-22,960	949,906	13,775
0,5	0,200	0,112	143,810	-22,813	931,146	13,585
0,6	0,197	0,106	142,260	-22,687	909,167	13,422
0,7	0,195	0,099	140,011	-22,584	883,715	13,287
0,8	0,193	0,093	136,800	-22,505	854,359	13,187
0,9	0,192	0,087	132,235	-22,455	820,515	13,128
1,0	0,191	0,082	126,013	-22,438	781,583	13,118

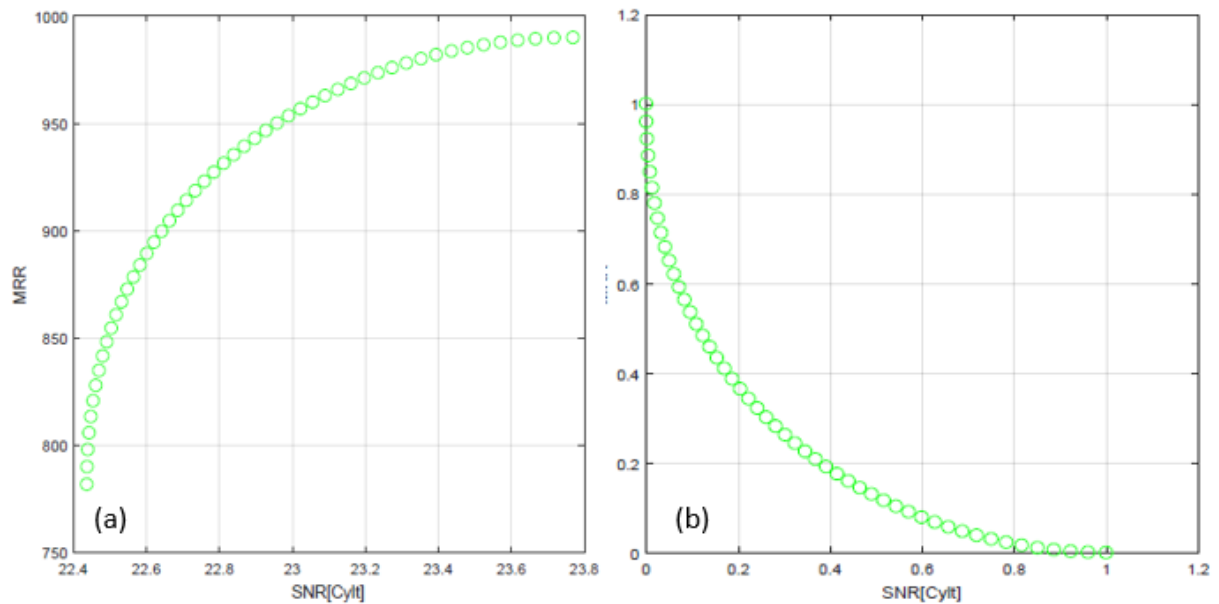


Figura 5.47. (a) Fronteira de Pareto para  $SNR[Cyl_t]$  e  $MRR$  e (b) Fronteira de Pareto Normalizada para  $SNR[Cyl_t]$  e  $MRR$

## 5.7 Otimização multi-objetivo pelo método ENNC

A presente pesquisa explorou três cenários na otimização multi-objetivo do fresamento helicoidal do aço H13 endurecido. Cabe salientar que no caso de três ou mais respostas a exploração do conflito entre as respostas pode não ser perfeita pelo método NNC pois não são todas as funções objetivo que apresentam a mesma relação de *trade-off* aos pares. Sendo assim, o método ENNC foi aplicado no intuito de suprir a limitação do NNC.

As respostas selecionadas para a otimização multi-objetivo foram  $SNR[R_a]$ ,  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$ . A resposta  $SNR[Cyl_t]$  não foi considerada uma vez que  $SNR[Ron_t]$  já representa uma resposta relacionada ao erro de forma. A matriz *pay-off* para  $SNR[R_a]$ ,  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$  é apresentada na Tabela 5.26. A matriz *pay-off* normalizada, elucidada na Eq. (3.34), foi também definida na Tabela 5.27 de forma a evitar os efeitos de escala que podem dificultar a compreensão do conflito. Pode-se observar que a matriz normalizada não possui o perfil ideal apresentado na Eq. (3.34). O que é previsto na prática devido ao conflito, ou seja, a distância geométrica entre dois pares de funções objetivos que avaliadas em seus extremos não é igual.

Tabela 5.26. Matriz *pay-off* para  $SNR[R_a]$  x  $SNR[Ron_t]$  x  $MRR$

$SNR[R_a]$	13,910	10,628	8,557
$SNR[Ron_t]$	-18,941	-17,194	-21,119
$MRR$	436,298	545,421	989,763

Tabela 5.27. Matriz *pay-off* normalizada para  $SNR[R_a]$  x  $SNR[Ron_t]$  x  $MRR$

$SNR[R_a]$	0,000	0,613	1,000
$SNR[Ron_t]$	0,445	0,000	1,000
$MRR$	1,000	0,803	0,000

Através do método ENNC os resultados da otimização multi-objetivo  $SNR[R_a]$ ,  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$  são apresentados na Tabela 5.28. Do total de soluções encontradas, 66, 45 foram identificadas como não dominadas, portanto, de fato são soluções ótimas. A Fig. 5.48 ilustra as fronteiras de Pareto filtrada e normalizada obtidas na otimização com os pontos equiespaçados no plano de utopia. A Fig. 5.49 ilustra a fronteira de Pareto sem filtragem.

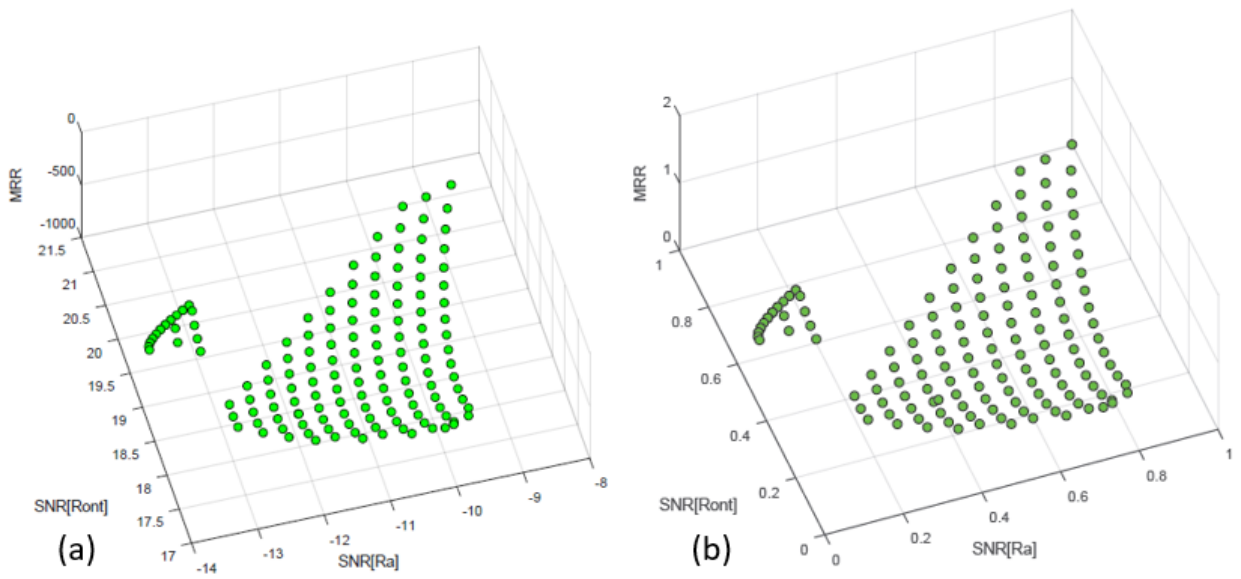


Figura 5.48. (a) Fronteira de Pareto Filtrada (b) Fronteira de Pareto Filtrada e Normalizada na otimização de  $SNR[R_a] \times SNR[R_{on_i}] \times MRR$

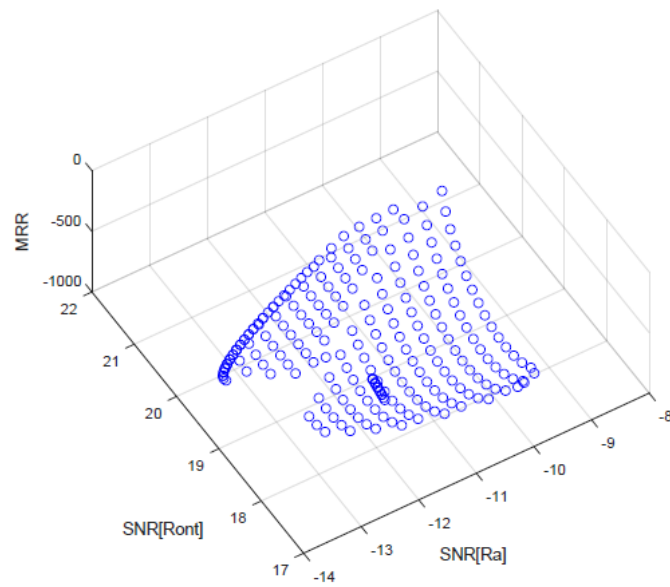


Figura 5.49. (a) Fronteira de Pareto sem filtragem

Tabela 5.28. Resultados da otimização entre  $SNR[R_a]$ ,  $SNR[R_{ont}]$  e  $MRR$  pelo ENNC

Nsub	Decodificado						Respostas				
	w1j	w2j	w3j	fza	fzt	vc	SNR[Ra]	SNR[Ront]	MRR	Ra	Ront
	-	-	-	[ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	[ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	[ $\text{m}/\text{min}$ ]	-	-	[ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]	[ $\mu\text{m}$ ]	[ $\mu\text{m}$ ]
1	<b>0,00</b>	<b>1,00</b>	<b>0,00</b>	<b>0,184</b>	<b>0,165</b>	<b>64,683</b>	<b>12,169</b>	<b>-17,559</b>	<b>384,867</b>	<b>0,229</b>	<b>6,998</b>
2	0,00	0,80	0,20	0,125	0,145	158,015	9,917	-17,330	638,463	0,295	7,429
3	0,00	0,75	0,25	0,131	0,144	159,020	9,648	-17,459	675,738	0,303	7,591
4	0,00	0,70	0,30	0,137	0,146	159,784	9,592	-17,613	709,318	0,304	7,754
5	0,00	0,65	0,35	0,142	0,149	160,245	9,615	-17,792	739,370	0,303	7,922
6	0,00	0,60	0,40	0,148	0,152	160,420	9,613	-17,990	766,894	0,303	8,099
7	0,00	0,55	0,45	0,153	0,154	160,369	9,593	-18,201	792,486	0,304	8,282
8	0,00	0,50	0,50	0,157	0,156	160,123	9,558	-18,423	816,502	0,304	8,470
9	0,00	0,45	0,55	0,162	0,158	159,700	9,509	-18,655	839,169	0,305	8,661
10	0,00	0,40	0,60	0,167	0,159	159,105	9,449	-18,895	860,640	0,307	8,854
11	0,00	0,35	0,65	0,172	0,160	158,337	9,379	-19,143	881,014	0,308	9,050
12	0,00	0,30	0,70	0,177	0,161	157,388	9,298	-19,398	900,350	0,310	9,246
13	0,00	0,25	0,75	0,181	0,162	156,236	9,208	-19,661	918,671	0,312	9,443
14	0,00	0,20	0,80	0,187	0,162	154,850	9,107	-19,931	935,962	0,314	9,640
15	0,00	0,15	0,85	0,192	0,162	153,171	8,996	-20,208	952,158	0,317	9,836
16	0,00	0,10	0,90	0,198	0,161	151,091	8,873	-20,495	967,099	0,320	10,032
17	0,00	0,05	0,95	0,204	0,159	148,355	8,734	-20,793	980,386	0,324	10,226
18	<b>0,00</b>	<b>0,00</b>	<b>1,00</b>	<b>0,213</b>	<b>0,150</b>	<b>143,535</b>	<b>8,557</b>	<b>-21,119</b>	<b>989,763</b>	<b>0,329</b>	<b>10,431</b>
19	0,05	0,80	0,15	0,121	0,145	157,338	10,067	-17,278	618,172	0,291	7,356
20	0,05	0,75	0,20	0,128	0,146	158,628	9,893	-17,392	657,464	0,296	7,502
21	0,05	0,70	0,25	0,134	0,150	159,508	9,954	-17,543	691,472	0,294	7,655
22	0,05	0,65	0,30	0,139	0,154	159,992	9,980	-17,720	721,827	0,293	7,822
23	0,05	0,60	0,35	0,144	0,156	160,193	9,981	-17,916	749,633	0,293	7,998
24	0,05	0,55	0,40	0,149	0,159	160,171	9,964	-18,125	775,480	0,293	8,180
25	0,05	0,50	0,45	0,154	0,161	159,956	9,931	-18,346	799,727	0,294	8,367
26	0,05	0,45	0,50	0,159	0,163	159,566	9,884	-18,576	822,604	0,295	8,557
27	0,05	0,40	0,55	0,164	0,164	159,008	9,826	-18,815	844,269	0,296	8,749
28	0,05	0,35	0,60	0,169	0,166	158,283	9,757	-19,061	864,824	0,297	8,943
29	0,05	0,30	0,65	0,173	0,167	157,383	9,678	-19,316	884,334	0,299	9,139
30	0,05	0,25	0,70	0,178	0,168	156,295	9,590	-19,577	902,828	0,301	9,334
31	0,05	0,20	0,75	0,183	0,168	154,991	9,491	-19,845	920,303	0,303	9,530
32	0,05	0,15	0,80	0,188	0,169	153,430	9,382	-20,122	936,712	0,306	9,725
33	0,05	0,10	0,85	0,194	0,169	151,540	9,262	-20,406	951,950	0,309	9,918
34	0,05	0,05	0,90	0,200	0,168	149,187	9,128	-20,700	965,793	0,312	10,108
35	0,05	0,00	0,95	0,207	0,166	146,059	8,976	-21,008	977,725	0,316	10,293
36	0,10	0,75	0,15	0,124	0,150	158,074	10,236	-17,337	637,547	0,286	7,418
37	0,10	0,70	0,20	0,130	0,154	159,012	10,304	-17,483	672,248	0,284	7,568
38	0,10	0,65	0,25	0,136	0,158	159,541	10,335	-17,657	703,133	0,283	7,733
39	0,10	0,60	0,30	0,141	0,161	159,782	10,340	-17,849	731,364	0,283	7,907
40	0,10	0,55	0,35	0,146	0,163	159,795	10,326	-18,056	757,563	0,283	8,088
41	0,10	0,50	0,40	0,151	0,165	159,613	10,296	-18,274	782,108	0,283	8,273
42	0,10	0,45	0,45	0,156	0,167	159,254	10,252	-18,503	805,243	0,284	8,462
43	0,10	0,40	0,50	0,161	0,169	158,728	10,196	-18,740	827,131	0,285	8,653
44	0,10	0,35	0,55	0,166	0,170	158,035	10,129	-18,985	847,882	0,287	8,846
45	0,10	0,30	0,60	0,170	0,172	157,170	10,052	-19,238	867,565	0,288	9,041
46	0,10	0,25	0,65	0,175	0,173	156,121	9,964	-19,498	886,213	0,290	9,236
47	0,10	0,20	0,70	0,180	0,174	154,863	9,867	-19,766	903,827	0,292	9,431
48	0,10	0,15	0,75	0,185	0,175	153,362	9,759	-20,041	920,367	0,295	9,625
49	0,10	0,10	0,80	0,191	0,175	151,556	9,640	-20,325	935,736	0,297	9,817

50	0,10	0,05	0,85	0,196	0,175	149,341	9,508	-20,618	949,739	0,300	10,006
51	0,10	0,00	0,90	0,203	0,174	146,501	9,359	-20,924	961,975	0,304	10,189
52	0,15	0,75	0,10	0,121	0,153	157,293	10,563	-17,293	616,023	0,277	7,346
53	0,15	0,70	0,15	0,127	0,158	158,326	10,641	-17,432	651,783	0,275	7,491
54	0,15	0,65	0,20	0,133	0,161	158,922	10,679	-17,600	683,407	0,274	7,653
55	0,15	0,60	0,25	0,138	0,164	159,215	10,690	-17,789	712,198	0,273	7,824
56	0,15	0,55	0,30	0,143	0,167	159,269	10,680	-17,992	738,844	0,273	8,003
57	0,15	0,50	0,35	0,148	0,169	159,123	10,653	-18,208	763,754	0,273	8,187
58	0,15	0,45	0,40	0,153	0,171	158,796	10,612	-18,434	787,194	0,274	8,375
59	0,15	0,40	0,45	0,158	0,173	158,298	10,559	-18,670	809,340	0,275	8,565
60	0,15	0,35	0,50	0,163	0,175	157,632	10,494	-18,914	830,310	0,276	8,757
61	0,15	0,30	0,55	0,167	0,176	156,794	10,419	-19,165	850,178	0,278	8,951
62	0,15	0,25	0,60	0,172	0,178	155,770	10,333	-19,424	868,982	0,280	9,146
63	0,15	0,20	0,65	0,177	0,179	154,541	10,237	-19,691	886,723	0,282	9,340
64	0,15	0,15	0,70	0,182	0,180	153,070	10,130	-19,966	903,362	0,284	9,534
65	0,15	0,10	0,75	0,187	0,181	151,302	10,012	-20,249	918,801	0,287	9,726
66	0,15	0,05	0,80	0,193	0,181	149,138	9,880	-20,541	932,844	0,290	9,915
67	0,20	0,70	0,10	0,124	0,161	157,461	10,966	-17,390	630,092	0,266	7,424
68	0,20	0,65	0,15	0,129	0,164	158,147	11,014	-17,551	662,682	0,264	7,581
69	0,20	0,60	0,20	0,135	0,167	158,504	11,032	-17,734	692,177	0,263	7,750
70	0,20	0,55	0,25	0,140	0,170	158,609	11,027	-17,934	719,368	0,263	7,926
71	0,20	0,50	0,30	0,145	0,173	158,503	11,004	-18,147	744,714	0,264	8,108
72	0,20	0,45	0,35	0,150	0,175	158,209	10,967	-18,371	768,512	0,264	8,295
73	0,20	0,40	0,40	0,155	0,177	157,739	10,916	-18,604	790,955	0,265	8,484
74	0,20	0,35	0,45	0,160	0,179	157,098	10,854	-18,846	812,171	0,266	8,676
75	0,20	0,30	0,50	0,164	0,180	156,280	10,780	-19,096	832,243	0,268	8,869
76	0,20	0,25	0,55	0,169	0,182	155,274	10,696	-19,354	851,211	0,269	9,063
77	0,20	0,20	0,60	0,174	0,183	154,059	10,601	-19,620	869,079	0,271	9,257
78	0,20	0,15	0,65	0,179	0,184	152,601	10,496	-19,894	885,804	0,274	9,451
79	0,20	0,10	0,70	0,184	0,185	150,842	10,378	-20,177	901,282	0,276	9,643
80	0,25	0,70	0,05	0,120	0,163	156,417	11,279	-17,357	607,100	0,257	7,368
81	0,25	0,65	0,10	0,126	0,167	157,219	11,339	-17,509	640,928	0,255	7,519
82	0,25	0,60	0,15	0,131	0,170	157,656	11,365	-17,686	671,295	0,254	7,684
83	0,25	0,55	0,20	0,137	0,173	157,820	11,367	-17,881	699,142	0,254	7,857
84	0,25	0,50	0,25	0,142	0,176	157,760	11,349	-18,090	725,005	0,254	8,037
85	0,25	0,45	0,30	0,147	0,178	157,502	11,316	-18,311	749,218	0,254	8,222
86	0,25	0,40	0,35	0,152	0,180	157,061	11,268	-18,542	772,000	0,255	8,410
87	0,25	0,35	0,40	0,157	0,182	156,442	11,209	-18,782	793,495	0,256	8,600
88	0,25	0,30	0,45	0,161	0,184	155,641	11,137	-19,031	813,793	0,258	8,793
89	0,25	0,25	0,50	0,166	0,186	154,648	11,055	-19,287	832,940	0,259	8,986
90	0,25	0,20	0,55	0,171	0,187	153,439	10,961	-19,552	850,938	0,261	9,181
91	0,25	0,15	0,60	0,176	0,189	151,980	10,856	-19,826	867,744	0,263	9,375
92	0,30	0,65	0,05	0,122	0,170	156,132	11,653	-17,475	618,064	0,246	7,466
93	0,30	0,60	0,10	0,128	0,173	156,670	11,689	-17,645	649,506	0,245	7,626
94	0,30	0,55	0,15	0,133	0,176	156,905	11,699	-17,834	678,142	0,244	7,796
95	0,30	0,50	0,20	0,139	0,179	156,897	11,687	-18,039	704,613	0,244	7,973
96	0,30	0,45	0,25	0,144	0,181	156,680	11,658	-18,256	729,309	0,245	8,156
97	0,30	0,40	0,30	0,149	0,183	156,270	11,615	-18,484	752,481	0,245	8,342
98	0,30	0,35	0,35	0,154	0,186	155,673	11,558	-18,722	774,290	0,246	8,532
99	0,30	0,30	0,40	0,158	0,187	154,887	11,489	-18,969	794,840	0,248	8,723
100	0,30	0,25	0,45	0,163	0,189	153,900	11,409	-19,224	814,182	0,249	8,917
101	0,30	0,20	0,50	0,168	0,191	152,690	11,316	-19,488	832,320	0,251	9,111
102	0,35	0,65	0,00	0,118	0,172	154,873	11,955	-17,450	593,942	0,238	7,424
103	0,35	0,60	0,05	0,124	0,176	155,537	12,004	-17,610	626,728	0,236	7,577

104	0,35	0,55	0,10	0,130	0,179	155,859	12,023	-17,793	656,317	0,235	7,743
105	0,35	0,50	0,15	0,135	0,182	155,914	12,018	-17,992	683,507	0,235	7,917
106	0,35	0,45	0,20	0,140	0,184	155,743	11,995	-18,206	708,764	0,235	8,097
107	0,35	0,40	0,25	0,145	0,187	155,366	11,956	-18,431	732,382	0,236	8,281
108	0,35	0,35	0,30	0,150	0,189	154,792	11,902	-18,666	754,548	0,237	8,470
109	0,35	0,30	0,35	0,155	0,191	154,019	11,836	-18,911	775,380	0,238	8,661
110	0,35	0,25	0,40	0,160	0,193	153,036	11,758	-19,164	794,937	0,239	8,853
111	0,40	0,60	0,00	0,121	0,178	154,244	12,309	-17,583	602,828	0,228	7,538
112	0,40	0,55	0,05	0,126	0,181	154,674	12,338	-17,757	633,584	0,227	7,698
113	0,40	0,50	0,10	0,132	0,184	154,805	12,342	-17,951	661,630	0,226	7,868
114	0,40	0,45	0,15	0,137	0,187	154,687	12,325	-18,160	687,543	0,226	8,045
115	0,40	0,40	0,20	0,142	0,189	154,348	12,291	-18,381	711,675	0,226	8,228
116	0,40	0,35	0,25	0,147	0,192	153,798	12,241	-18,614	734,247	0,227	8,414
117	0,40	0,30	0,30	0,152	0,194	153,038	12,178	-18,856	755,396	0,228	8,604
118	0,45	0,55	0,00	0,123	0,183	153,337	12,644	-17,730	609,821	0,218	7,662
119	0,45	0,50	0,05	0,128	0,187	153,559	12,657	-17,916	638,900	0,217	7,827
120	0,45	0,45	0,10	0,134	0,189	153,505	12,648	-18,119	665,587	0,217	8,001
121	0,45	0,40	0,15	0,139	0,192	153,210	12,619	-18,336	690,315	0,217	8,181
<u>122</u>	<u>0,45</u>	<u>0,35</u>	<u>0,20</u>	<u>0,144</u>	<u>0,194</u>	<u>152,687</u>	<u>12,575</u>	<u>-18,566</u>	<u>713,352</u>	<u>0,218</u>	<u>8,366</u>
123	0,50	0,50	0,00	0,125	0,189	152,163	12,963	-17,888	615,202	0,209	7,796
124	0,50	0,45	0,05	0,130	0,192	152,187	12,963	-18,085	642,813	0,208	7,966
125	0,50	0,40	0,10	0,136	0,195	151,943	12,941	-18,297	668,240	0,208	8,143
126	0,65	0,35	0,00	0,210	0,116	80,961	13,139	-18,936	550,378	0,215	7,618
127	0,65	0,30	0,05	0,211	0,112	84,041	13,109	-19,155	574,859	0,217	7,831
128	0,65	0,25	0,10	0,211	0,106	87,446	13,070	-19,380	598,547	0,219	8,080
129	0,65	0,20	0,15	0,209	0,099	91,557	13,016	-19,616	620,593	0,221	8,390
130	0,70	0,30	0,00	0,205	0,104	83,160	13,416	-19,126	551,259	0,210	7,878
131	0,70	0,25	0,05	0,204	0,098	86,839	13,366	-19,359	573,761	0,212	8,145
132	0,70	0,20	0,10	0,202	0,092	90,476	13,273	-19,561	591,811	0,215	8,408
133	0,70	0,15	0,15	0,204	0,093	91,962	13,154	-19,633	607,197	0,219	8,478
134	0,70	0,10	0,20	0,206	0,093	93,410	13,031	-19,703	622,144	0,222	8,548
135	0,75	0,25	0,00	0,195	0,092	85,705	13,596	-19,341	542,227	0,207	8,204
136	0,75	0,20	0,05	0,198	0,092	87,356	13,495	-19,416	559,427	0,210	8,271
137	0,75	0,15	0,10	0,200	0,092	88,943	13,386	-19,489	575,917	0,213	8,339
138	0,75	0,05	0,20	0,204	0,093	91,962	13,154	-19,633	607,197	0,219	8,478
139	0,75	0,00	0,25	0,206	0,093	93,410	13,031	-19,703	622,144	0,222	8,548
140	0,80	0,20	0,00	0,193	0,092	83,976	13,689	-19,265	524,161	0,204	8,138
141	0,80	0,15	0,05	0,195	0,092	85,705	13,596	-19,341	542,227	0,207	8,204
142	0,80	0,10	0,10	0,198	0,092	87,356	13,495	-19,416	559,427	0,210	8,271
143	0,80	0,05	0,15	0,200	0,092	88,943	13,386	-19,489	575,917	0,213	8,339
144	0,85	0,15	0,00	0,190	0,092	82,149	13,771	-19,187	505,006	0,202	8,074
145	0,85	0,05	0,10	0,195	0,092	85,705	13,596	-19,341	542,227	0,207	8,204
146	0,85	0,00	0,15	0,198	0,092	87,356	13,495	-19,416	559,427	0,210	8,271
147	0,90	0,10	0,00	0,186	0,093	80,194	13,840	-19,107	484,426	0,200	8,014
148	0,90	0,05	0,05	0,190	0,092	82,149	13,771	-19,187	505,006	0,202	8,074
149	0,95	0,05	0,00	0,183	0,094	78,066	13,889	-19,026	461,869	0,199	7,959
150	0,95	0,00	0,05	0,186	0,093	80,194	13,840	-19,107	484,426	0,200	8,014
<b>151</b>	<b>1,00</b>	<b>0,00</b>	<b>0,00</b>	<b>0,178</b>	<b>0,095</b>	<b>75,680</b>	<b>13,910</b>	<b>-18,941</b>	<b>436,299</b>	<b>0,198</b>	<b>7,913</b>

## 5.8 Experimentos de confirmação

Os ensaios de confirmação foram feitos de modo a avaliar a robustez das soluções em relação às duas variáveis de ruído consideradas experimentalmente. A escolha da solução testada levou em consideração a menor distância euclidiana ao ponto de utopia na otimização de  $SNR[Ra]$ ,  $SNR[Ront]$  e  $MRR$ . A Tabela 5.29 discrimina a solução escolhida. Considerando essa solução,  $n_{sub} = 122$ , os ensaios de confirmação foram feitos com os seguintes níveis ótimos das variáveis de controle:  $f_{za}^* = 0,144$   $\mu\text{m/dente}$ ,  $f_{zt}^* = 0,194$   $\text{mm/dente}$  e  $v_c^* = 152,687$   $\text{m/min}$ . As variáveis de ruído foram variadas nos mesmos níveis do planejamento exposto na Tabela 4.3.

Tabela 5.29. Solução com a menor distância euclidiana

$N_{sub}$	$w1j$	$w2j$	$w3j$	$f_{za}$	$f_{zt}$	$v_c$	$SNR[Ra]$	$SNR[Ront]$	$MRR$	$Ra$	$Ront$
	-	-	-	[ $\mu\text{m/dente}$ ]	[ $\text{mm/dente}$ ]	[ $\text{m/min}$ ]	-	-	[ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]	[ $\mu\text{m}$ ]	[ $\mu\text{m}$ ]
122	0,45	0,35	0,20	0,144	0,194	152,687	12,575	-18,566	713,352	0,218	8,366

Para os ensaios de confirmação considerou-se um fatorial completo  $2^3$  sem replicação. A Tabela 5.30 apresenta o planejamento experimental com os resultados das respostas avaliadas nos ensaios de confirmação. A resposta taxa de remoção de material não sofre influência das variáveis de ruído por ser uma resposta determinística, logo, o valor obtido é o calculado,  $MRR^* = 713,352$   $\text{cm}^3/\text{min}$ .

A Tabela 5.31 resume os p-valores obtidos para  $Ra$  e  $Ront$  em relação à  $l_{to}$ ,  $l_b$  e a interação  $l_{to} * l_b$  através das ANOVAs. Utilizou-se o método de mínimos quadrados ordinários uma vez atestada a normalidade dos resíduos e a homocedasticidade entre as condições experimentais.

Sobre a robustez das respostas avaliadas em relação às variáveis de ruído, a resposta  $Ra$  não apresentou robustez em relação aos  $l_{to}$  e  $l_b$ , mas apresentou robustez em relação a interação  $l_{to} * l_b$  entre elas. A significância estatística observada em relação a  $l_{to}$  é percebida no aumento da rugosidade média  $Ra$  na alteração do comprimento em balanço de 31 para 35 mm. Já em relação a  $l_b$  percebe-se que a rugosidade no início do furo é menor se comparada a rugosidade no fim do furo. Como no início do furo o corte periférico é realizado mais vezes que no fim do furo, a dificuldade de alcançar a robustez de  $Ra$  em relação à  $l_b$  pode ser esperada. A resposta  $Ront$ , por outro lado, apresentou robustez em relação a  $l_{to}$ ,  $l_b$  e  $l_{to} * l_b$ . Os níveis ótimos escolhidos para as variáveis de controle, portanto, diminuíram a sensibilidade de  $Ront$  às variações das variáveis de ruído.



Tabela 5.30. Ensaios de confirmação

Ordem Padrão	$l_{to}$	$l_b$	$f_{za}$ [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]	$f_{zt}$ [ $\text{mm}/\text{dente}$ ]	$vc$ [ $\text{m}/\text{min}$ ]	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_{ont}$ [ $\mu\text{m}$ ]
1	31	Fim				0,31	6,08
2	31	Meio	0,14	0,19	152,69	0,38	6,89
3	31	Início				0,28	8,07
4	35	Fim				0,34	7,02
5	35	Meio	0,14	0,19	152,69	0,26	7,00
6	35	Início				0,25	7,47
7	31	Fim				0,28	9,05
8	31	Meio	0,14	0,19	152,69	0,25	8,66
9	31	Início				0,25	7,30
10	35	Fim				0,35	7,40
11	35	Meio	0,14	0,19	152,69	0,30	5,26
12	35	Início				0,30	5,03
13	31	Fim				0,31	8,50
14	31	Meio	0,14	0,19	152,69	0,28	5,95
15	31	Início				0,21	8,53
16	35	Fim				0,42	7,06
17	35	Meio	0,14	0,19	152,69	0,35	5,26
18	35	Início				0,33	8,18
19	31	Fim				0,34	10,16
20	31	Meio	0,14	0,19	152,69	0,29	14,22
21	31	Início				0,27	20,32
22	35	Fim				0,43	7,02
23	35	Meio	0,14	0,19	152,69	0,38	8,36
24	35	Início				0,30	11,80
					Média	0,31	8,36

Tabela 5.31. ANOVA das variáveis de ruído nos ensaios de confirmação

	$R_a$	$R_{ont}$
	p-valores	
$l_{to}$	0,016	0,114
$l_b$	0,010	0,450
$l_{to}*l_b$	0,461	0,882

Para validação da metodologia testes de hipótese foram realizados de modo a comparar as médias obtidas nos ensaios de confirmação ao valor obtido através dos modelos de previsão para  $R_a$  e  $R_{on_t}$ , segundo solução ótima resumida na Tabela 5.29. As Figuras 5.50 e 5.51 ilustram os testes de hipótese realizados. Para  $R_a$ , há indícios para afirmar que a média dos ensaios de confirmação é diferente da obtida pelo modelo de média da resposta,  $p\text{-valor} < \alpha$ . Para  $R_{on_t}$ , que apresentou robustez em relação às variáveis de ruído, não há indícios para afirmar que a média dos ensaios de confirmação seja diferente da obtida pelo modelo de média da resposta,  $p\text{-valor} > \alpha$ .

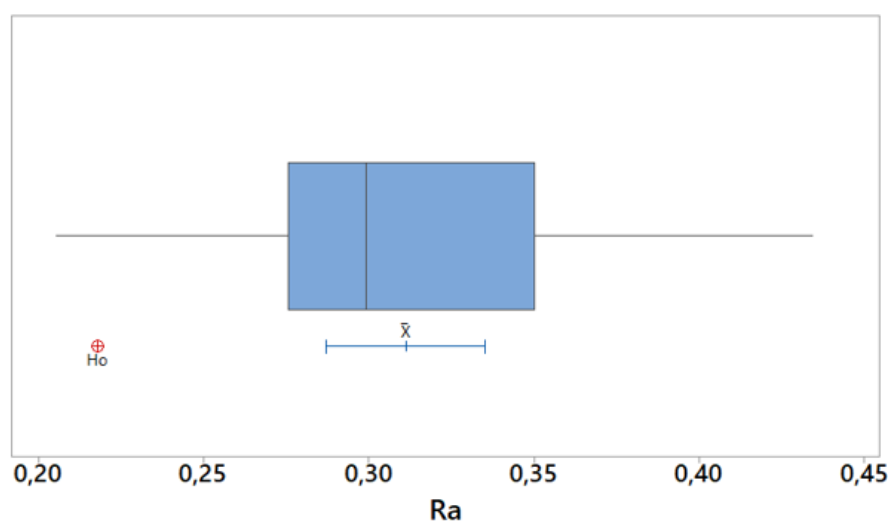


Figura 5.50. Testes de hipóteses para média  $R_a$  dos ensaios de confirmação em relação à média do modelo de resposta

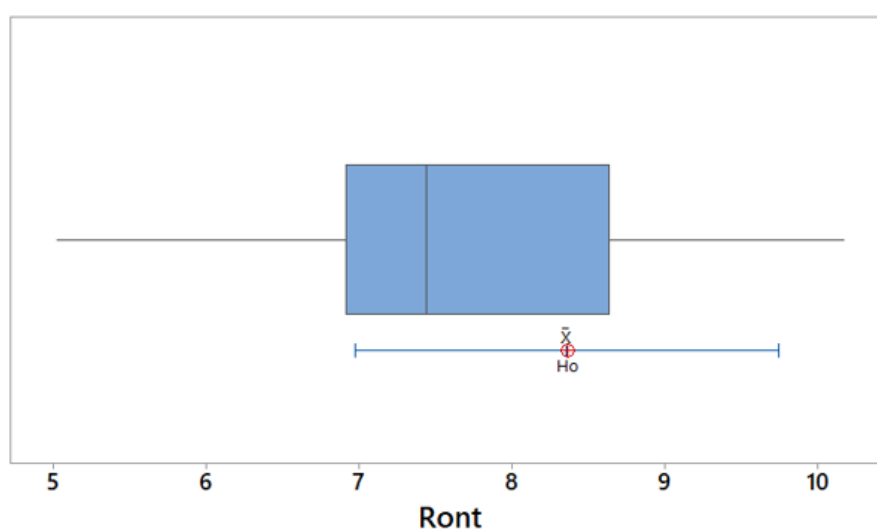


Figura 5.51. Testes de hipóteses para média  $R_{on_t}$  dos ensaios de confirmação em relação à média do modelo de resposta

A Tabela 5.32 apresenta o intervalo de confiança de ambas as respostas e o teste de hipótese para comparação das médias dos ensaios de confirmação com o valor proveniente dos modelos de resposta. Observa-se que o intervalo de confiança para  $R_a$  além de apresentar limite inferior maior que o valor obtido pelo modelo de média desta resposta, não abrange todos os valores obtidos nos ensaios de confirmação.

Tabela 5.32. Intervalos de confiança e testes de hipótese para  $R_a$  e  $R_{ont}$

	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_{ont}$ [ $\mu\text{m}$ ]
IC	(0,287; 0,335)	(6,975;9,741)
p-valor	0,000	0,991

Verifica-se através dos ensaios de confirmação a robustez da circularidade total  $R_{ont}$  e a confirmação da média de  $R_{ont}$  em relação às variáveis de ruído adotadas na investigação. O que permite a obtenção de furos com forma circular superior.

## 6 CONCLUSÕES

Atendendo aos objetivos especificados na pesquisa, utilizando a metodologia de superfície de resposta e o projeto de parâmetro robusto, em relação à qualidade superficial dos furos foram avaliadas as respostas  $R_a$  e  $R_z$  em função de suas médias e relação sinal/ruído. Para ambas as respostas foram obtidos modelos com boa capacidade de ajuste e previsão, sendo para  $R_a$ ,  $R_{aj}^2 = 99,67\%$  e  $R_{prev}^2 = 94,51\%$ ; para  $SNR[R_a]$ ,  $R_{aj}^2 = 99,37\%$  e  $R_{prev}^2 = 90,17\%$ ; para  $R_z$ ,  $R_{aj}^2 = 99,59\%$  e  $R_{prev}^2 = 75,59\%$ ; e para  $SNR[R_z]$ ,  $R_{aj}^2 = 97,04\%$  e  $R_{prev}^2 = 81,65\%$ . Em relação a geometria circular dos furos foram avaliadas as respostas  $Ron_t$  e  $Cyl_t$  também em termos de suas médias e relação sinal/ruído, sendo obtidos para  $Ron_t$ ,  $R_{aj}^2 = 79,57,67\%$  e  $R_{prev}^2 = 57,41\%$ ; para  $SNR[Ron_t]$ ,  $R_{aj}^2 = 99,35\%$  e  $R_{prev}^2 = 0,00\%$ ; para  $Cyl_t$ ,  $R_{aj}^2 = 86,98\%$  e  $R_{prev}^2 = 50,74\%$ ; e para  $SNR[Cyl_t]$ ,  $R_{aj}^2 = 88,16\%$  e  $R_{prev}^2 = 0,00\%$ .

Os experimentos foram conduzidos em velocidade altas e comprovou-se a possibilidade de aumentar a produtividade do fresamento helicoidal na usinagem de um material de difícil usinabilidade sem comprometer a qualidade superficial e geométrica dos furos. Para a resposta determinística  $MRR$  foram alcançadas magnitudes mínima de  $234,90 \text{ cm}^3/\text{min}$  e máxima de  $907,21 \text{ cm}^3/\text{min}$ , mantendo a média de  $R_a$  na faixa de  $0,18$  e  $0,36 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $R_z$  entre  $1,13$  e  $2,00 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $Ron_t$  entre  $6,98$  e  $11,63 \text{ }\mu\text{m}$  e  $Cyl_t$  entre  $11,54$  e  $16,97 \text{ }\mu\text{m}$ . A otimização de  $MRR$  conduziu a uma taxa de remoção de material máxima  $MRR^* = 989,76 \text{ cm}^3/\text{min}$  com  $f_{za} = 0,21 \text{ }\mu\text{m}/\text{dente}$ ,  $f_{zt} = 0,15 \text{ mm}/\text{dente}$  e  $v_c = 143,54 \text{ m}/\text{min}$ .

Através do método NNC, de forma a obter a soluções robustas, foram realizadas as otimizações bi-objetivo entre  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Ron_t]$ ,  $SNR[R_a]$  e  $SNR[Cyl_t]$  e de forma a explorar o *trade-off* entre respostas de qualidade e produtividade, as otimizações entre  $SNR[R_a]$  e  $MRR$ ,  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$  e  $SNR[Cyl_t]$  e  $MRR$ . Para a otimização multi-objetivo foram selecionadas as três respostas mais representativas e não correlacionadas, são elas:  $SNR[R_a]$ ,  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$ . Na otimização entre  $SNR[R_a]$ ,  $SNR[Ron_t]$  e  $MRR$  foi verificada a dificuldade do método NNC em alcançar os pontos de âncora. A transformação proposta pelo método ENNC foi realizada e, então, foram plotadas as fronteiras de Pareto obtidas nas otimizações com as soluções filtradas e filtradas e normalizadas para o caso de respostas cuja diferença de escala pode dificultar a compreensão do conflito. As soluções apresentadas e plotadas, então, não apresentam soluções dominadas sendo de fato soluções ótimas. Os diversos cenários obtidos possibilitam ao pesquisador explorar o conflito entre as respostas e optar pelo cenário preferível em situações práticas de planejamento.

Os ensaios de confirmação foram conduzidos para a solução Pareto ótima:  $n_{sub} = 122$ ;  $f_{za}^* = 0,144 \mu\text{m/dente}$ ;  $f_{zt}^* = 0,194 \text{ mm/dente}$ ;  $SNR[R_a]^* = 12,575$ ;  $SNR[Ron_t]^* = -18,566$ ;  $v_c^* = 152,687 \text{ m/min}$ ;  $R_a^* = 0,218 \mu\text{m}$ ;  $Ron_t^* = 8,366 \mu\text{m}$ ;  $MRR^* = 713,352 \text{ cm}^3/\text{min}$ , e observou-se robustez em relação às variáveis de ruído  $l_{to}$  e  $l_b$  para  $Ron_t$ . A comparação entre as médias obtidas nos ensaios de confirmação ao valor obtido pelos modelos apontou que para  $Ron_t$  a média dos ensaios de confirmação é igual a obtida pelo modelo de média da resposta. O mesmo não foi verificado para  $R_a$ .

## 6.1 Contribuições do trabalho

A principal contribuição do trabalho consiste na possibilidade de aumentar a produtividade do processo sem o comprometimento da qualidade superficial e geométrica dos furos visto a desvantagem do fresamento helicoidal em relação a furação convencional no que diz respeito a menor produtividade. Além disso, a otimização robusta multi-objetivo do fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido em altas velocidades pelo método ENNC caracteriza outra contribuição. Pode-se destacar também:

- A abordagem de duas variáveis de ruído além das variáveis de controle;
- O uso do arranjo cruzado em vez do arranjo combinado;
- A consideração de aspectos importantes à otimização robusta multi-objetivo como a filtragem das soluções Pareto dominadas e a melhor exploração do espaço multi-objetivo.

## 6.2 Sugestões para trabalhos futuros

Para trabalhos futuros pode-se pontuar possibilidades relacionadas ao fresamento helicoidal e aos métodos utilizados. Algumas sugestões seriam:

- Estudar o fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido na produção de furos menores;
- Avaliar como respostas os esforços de corte e a tolerância dimensional dos furos no fresamento helicoidal do aço ABNT H13 endurecido;
- Abordar o fresamento helicoidal em outros materiais de difícil usinabilidade;
- Realizar otimizações multi-objetivos pelo método ENNC para  $m > 3$  funções objetivos.

## REFERÊNCIAS

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

ALTAN, T.; LILLY, B.; YEN, Y. C. Manufacturing of dies and molds. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 50, n. 2, p. 404-422, 2001.

ARDAKANI, M. K.; NOOROSSANA, R. A new optimization criterion for robust parameter design - The case of target is best. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 38, n. 9-10, p. 851-859, 2008.

BOX, G. E. P. Signal-to-Noise Ratios , Performance Criteria , and Transformations. **Technometrics**, v. 30, n. 1, p. 1-17, 1988.

BOX, G. E. P.; JONES, S. Designing products that are robust to the environment. **Total Quality Management**, v. 3, n. 3, p. 265-282, 1992.

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.

BRANDÃO, L. C.; NEVES, F. O.; NOCELLI, G. C. Evaluation of hole quality in hardened steel with high-speed drilling using different cooling systems. **Advances in Mechanical Engineering**, v. 3, p. 1-7, 2011.

BRYMAN, A. Research methods and organization studies. London: Unwin Hyman, London, p. 283, 1989.

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.; PAULA, T. I.; *et al.* Optimization of AISI 1045 end milling using robust parameter design. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 84, n. 5-8, p. 1185-1199, 2016.

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, n. 3, p. 631-657, 1998. 262

DENKANA, 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**. 2011. p. 16-17.

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.

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.

GADELMAWLA, E. S.; KOURA, M. M.; MAKSOUD, T. M. A.; ELEWA, I. M.; SOLIMAN, H. H. Roughness parameters. **Journal of Materials Processing Technology**, v.123, p. 133-145, 2002.

GAO, H.; ZHAO, T.; BAO, Y. J.; SUN, C.; LU, S. X. Blind Hole Machining of Quartz Fiber Reinforced Ceramic Matrix Composites by Helical Milling with Electroplated Diamond Tool. **Advanced Materials Research**, v. 1017, p. 222-227, 2014.

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

IYER, R. Helical milling: an enabling technology for machining holes in fully hardened AISI D2 tool steel, 2006.

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.

KHURI, A. Response Surface Methodology and Related Topics. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Singapore, 2006.

KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58 HRC). **Journal of Materials Processing Technology**, v. 127, n. 2, p. 266-273, 2002.

KULL NETO, H.; DINIZ, A. E.; PEDERIVA, R. Influence of tooth passing frequency, feed direction, and tool overhang on the surface roughness of curved surfaces of hardened steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 82, n. 1-4, p. 753-764, 2016.

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.

- 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 Technology**, v. 66, n. 9-12, p. 1415-1425, 2013.
- LI, Z.; LIU, Q.; MING, X.; WANG, X.; DONG, Y. Cutting force prediction and analytical solution of regenerative chatter stability for helical milling operation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 73, n. 1-4, p. 433-442, 2014b.
- 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.
- LOGIST, F.; VAN IMPE, J. Novel insights for multi-objective optimisation in engineering using normal boundary intersection and (enhanced) normalised normal constraint. **Structural and Multidisciplinary Optimization**, v. 45, n. 3, p. 417-431, 2012.
- MESSAC, A.; ISMAIL-YAHAYA, A.; MATTSON, C. A. The normalized normal constraint method for generating the Pareto frontier. **Structural and multidisciplinary optimization**, v. 25, n. 2, p. 86-98, 2003.
- MESSAC, A., MATTSON, C. Normal Constraint Method with Guarantee of Even Representation of Complete Pareto Frontier, 45th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Palm Springs, California, Paper No. AIAA-2004-1679, April 19-22, 2004.
- MONTGOMERY, D. C. Design and analysis of experiments. John Wiley & Sons, 2013.
- MYERS, R. H.; MONTGOMERY, D. C.; ANDERSON-COOK, C. M. Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments. John Wiley & Sons, 2016.
- MYERS, R. H.; MONTGOMERY, D. C.; CHRISTINE, M.; ANDERSON-COOK, C. M. Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments. John Wiley & Sons, 2009.
- MYERS, R. H.; MONTGOMERY, D. C. Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments. John Wiley and Sons, New York, 1995.
- NAIR, V. N.; ABRAHAM, B.; MACKAY, J.; BOX, G.; KACKER, R. N.; LORENZEN, T. J.; ... & PHADKE, M. S. Taguchi's parameter design: a panel discussion. **Technometrics**, v. 34, n. 2, p. 127-161, 1992.



NEWISHY, M.; MORSY, M. A.; MAHALLAWI, I. EL. Microstructure and mechanical properties of AISI H13 tool steel. 3rd International Conference in Africa and Asia on Welding and Failure Analysis of Engineering Materials. Luxor, Egypt, 2015.

OLVERA, D.; DE LACALLE, L. N. L.; URBKAIN, 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.

PEREIRA, R. B. D. Otimização robusta multi-objetivo do processo de fresamento helicoidal do aço AISI H13 endurecido pelo método da restrição normal, 2017.

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, 2017a, Pages 27-48.

PEREIRA, R. B. D.; HINCAPIE, C. A. A.; CAMPOS, P. H. S.; PAIVA, A. P.; FERREIRA, J. R. Multivariate global index and multivariate mean square error optimization of AISI 1045 end milling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 87, n. 9-12, p. 3195-3209, 2016.

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.; LAURO, C. A.; BRANDÃO, L. C. FERREIRA, J. R.; DAVIM, J. P. Tool wear in dry helical milling for hole-making in AISI H13 hardened steel, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-15, 2018.

PEREIRA, R. B. D.; SILVA, L. A.; LAURO, C. A.; 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 Journal**, v. 75, p. 642-685, 2019.

PETROPOULOS, G. P.; PANDAZARAS, C. N.; DAVIM, J. P. Surface Texture Characterization and Evaluation Related to Machining. Em: Davim J. (ed.), Surface Integrity in Machining. Springer, London, 2010.

Proaços. Thermodur 2344 EFS: Aço para trabalho à quente. (n.d.) Disponível em: [http://www.proacos.com.br/index.php?option=com\\_zoo&task=item&item\\_id=8&category\\_id=2&Itemid=57](http://www.proacos.com.br/index.php?option=com_zoo&task=item&item_id=8&category_id=2&Itemid=57). Acesso em: 10/2017.

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.

QIN, X.; GUI, L.; LI, H.; RONG, B.; WANG, D.; ZHANG, H.; ZUO, G. Feasibility study on the minimum quantity lubrication in high-speed helical milling of Ti-6Al-4V. **Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing**, v. 6, n. 7, p. 1222-1233, 2012b.

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.

REY, P. A.; LEDREF, J.; SENATORE, J.; 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. 272

RIBEIRO, J. S. L.; DINIZ, S. B.; RUBIO, J. C. C.; ABRÃO, A. M. Dimensional and geometric deviations induced by milling of annealed and heradened AISI H13 tool steel. **American Journal of Material Science**, v.2, p. 14-21, 2012.

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.

SANCHIS, J.; MARTINEZ, M.; BLASCO, X.; SALCEDO, J. V. A new perspective on multiobjective optimization by enhanced normalized normal constraint method. **Structural and multidisciplinary optimization**, v. 36, n. 5, p. 537-546, 2008.

Sandvik. Aços endurecidos. (n.d.) Disponível em: <https://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/materials/pages/workpiece-materials.aspx>. Acesso em: 12/2018.

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.

SAYYAADI, H.; MEHRABIPOUR, R. Efficiency enhancement of a gas turbine cycle using an optimized tubular recuperative heat exchanger. **Energy**, v. 38, p. 362–375, 2012.

SHIN, S.; SAMANLIOGLU, F.; CHO, B. R.; WIECEK, M. M. Computing trade-offs in robust design: Perspectives of the mean squared error. **Computers and Industrial Engineering**, v. 60, n. 2, p. 248–255, 2011. Elsevier Ltd. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.cie.2010.11.006>>. .

TARNG, Y. S.; KAO, J. Y.; LIN, Y. S. Identification of and compensation for backlash on the contouring accuracy of CNC machining centres. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 13, n. 2, p. 77-85, 1997.

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**. Butterworth-Heinemann, 2000.

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.

ZHANG, J. Z.; CHEN, J. C. Surface Roughness Optimization in a Drilling Operation Using the Taguchi Design Method. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 24, n. 4, p. 459-467, 2009.

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.

ZHOU, L.; DONG, H.; KE, Y.; CHEN, G. Analysis of the chip-splitting performance of a dedicated cutting tool in dry orbital drilling process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 90, n. 5-8, p. 1809-1823, 2017b.