

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Tiago Junio Augusto da Silva

**INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL SOBRE A OPERAÇÃO DE FRESAMENTO
HELICOIDAL DO AÇO ABNT D2 ENDURECIDO**

Belo Horizonte

2024

Tiago Junio Augusto da Silva

**INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL SOBRE A OPERAÇÃO DE FRESAMENTO
HELICOIDAL DO AÇO ABNT D2 ENDURECIDO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Belo Horizonte

2024

S586i

Silva, Tiago Junio Augusto da.

Investigação experimental sobre a operação de fresamento helicoidal do aço ABNT D2 endurecido [recurso eletrônico] / Tiago Junio Augusto da Silva. - 2024.

1 recurso online (119 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Alexandre Mendes Abrão.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Anexos: f. 111-112

Apêndices: f. 113-119.

Bibliografia: f. 100-110.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Fresagem (Trabalhos em metal) - Teses. 3. Metais - Corte - Teses. 4. Usinagem - Teses. I. Abrão, Alexandre Mendes. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

**INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL SOBRE A OPERAÇÃO DE
FRESAMENTO HELICOIDAL DO AÇO ABNT D2 ENDURECIDO.**

TIAGO JÚNIO AUGUSTO DA SILVA

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Alexandre Mendes Abrão (Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Marcelo Araújo Câmara (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dra. Anna Carla Monteiro de Araújo (Departamento de Engenharia Mecânica/INSA Toulouse) e Dr. Ricardo Augusto Gonçalves (Departamento de Engenharia Mecânica/UFVJM), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia Mecânica", na área de concentração de "Manufatura e Materiais".

Dissertação aprovada no dia 08 de abril de 2024.



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrão**, Professor do Magistério Superior, em 08/04/2024, às 15:47, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcelo Araujo Camara**, Professor do Magistério Superior, em 08/04/2024, às 21:53, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ricardo Augusto Gonçalves**, Usuário Externo, em 15/04/2024, às 19:59, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Anna Carla Monteiro de Araujo**, Usuário Externo, em 29/04/2024, às 15:30, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador 3169079 e o código CRC E5045AFD.

*À minha família, pelo incentivo e aos meus amigos pela compreensão
nas horas de ausência.*

AGRADECIMENTOS

Durante o desenvolvimento da dissertação, recebi apoio e ajuda de várias pessoas, pesquisadores, institutos, empresas e amigos. Gostaria de agradecer aos meu orientador, o Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão, pelo apoio e incentivo durante minha pesquisa. Meu muito obrigado por sua revisão rápida e precisa do meu trabalho. Também gostaria de agradecer aos professores Dr. Marcelo Araújo Câmara e o Dr. Juan Campos Rubio pelo valioso conhecimento e apoio na realização deste trabalho.

Aos meus colegas da UFMG, em particular aos do Departamento de Máquinas e Equipamentos, pelo apoio e disponibilização de tempo para realização das disciplinas e pesquisas. Quero agradecer aos colegas do Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG pela amizade e colaboração ao longo de cada etapa deste trabalho. À Escola de Engenharia da UFMG, pela infraestrutura física e intelectual disponibilizada. A todos os funcionários do PPGMEC da UFMG pela cooperação direta ou indireta. Caros colegas, estou feliz por conhecer todos vocês.

Agradecimentos especiais vão para os técnicos do Laboratório de Usinagem da Universidade PUC-MINAS e para todos os colaboradores da empresa Combustol Minas Tratamento Térmico. Minha gratidão a todos pelo apoio, tempo e energia que gastaram comigo durante as etapas dessa pesquisa realizadas fora da UFMG. O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

À minha família, pelo amor e apoio, em especial à minha mãe, meus irmãos e aos meus sobrinhos. Obrigado querida mamãe, gostaria de agradecer por me criar com o maior carinho e o amor infinito que você inculuiu em mim. Eu lhe agradeço, minha mãe! Por tudo isso e por muito mais. Sem você, eu não posso ser quem eu sou.

Meus sinceros agradecimentos.

“Talvez não tenha conseguido fazer o melhor, mas lutei para que o melhor fosse feito.
Não sou o que deveria ser, mas Graças a Deus, não sou o que era antes”.

Martin Luther King

RESUMO

Neste trabalho, foi realizada uma investigação experimental da operação de fresamento helicoidal para explorar sua efetividade na produção de furos em aço endurecido. Diante dos dificuldades que a furação convencional enfrenta, especialmente em materiais de alta dureza, o fresamento helicoidal emerge como uma opção atraente. O objetivo geral foi investigar a influência dos parâmetros de corte sobre a qualidade macro e microgeométrica de furos produzidos pela operação de fresamento helicoidal no aço ABNT D2 (56 HRC). A ferramenta de corte utilizada foi uma fresa de topo esférica intercambiável equipada com dois insertos de metal duro revestidos. Para alcançar este objetivo, uma série de ensaios foi realizada utilizando a metodologia de Taguchi, com um arranjo ortogonal L8, juntamente com a análise de variância (ANOVA). Foi avaliada a influência dos seguintes parâmetros de fresamento helicoidal em dois níveis: velocidade de corte (v_c), profundidade de usinagem (a_p), avanço por dente (f_z), excentricidade helicoidal (e) e o sentido de corte (discordante/concordante). Foi analisado o impacto destes parâmetros sobre o tempo de corte experimental, as componentes da força de fresamento helicoidal e qualidade dos furos (desvio diametral, circularidade, cilindridade e rugosidade) foi analisado. A potência de corte e a morfologia dos cavacos gerados também foram objeto de análise. A operação de fresamento helicoidal mostrou-se eficaz, resultando em furos de qualidade IT7 e classe N7. A análise estatística confirmou que profundidade de usinagem reduziu o tempo de corte experimental. Além disso, este mesmo fator foi o mais influente sobre a rugosidade. O sentido de corte discordante reduziu as componentes da força de fresamento helicoidal (F_z e F_r). Em relação aos desvios diametral, circularidade e de cilindridade, o sentido de corte discordante também reduziu esses desvios, especialmente o desvio diametral. Assim como o tempo de corte experimental, os desvios de forma foram reduzidos ao utilizar uma excentricidade helicoidal mais baixa, bem como uma velocidade de corte mais alta, embora estes níveis tenham aumentado a rugosidade. A análise morfológica dos cavacos mostrou que cavacos menos serrilhados (G_s) estão associados a uma menor potência de corte, enquanto uma maior frequência do serrilhado (f) está relacionada a uma melhor qualidade superficial. Neste contexto, os melhores níveis de parâmetros de fresamento helicoidal foram $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente e $e = 2$ mm e o uso do sentido de corte discordante.

Palavras-chave: *fresamento helicoidal, aço ABNT D2, Taguchi, metal duro revestido, qualidade dos furos.*

ABSTRACT

In this work, an experimental investigation concerned with helical milling was conducted to explore its effectiveness in producing holes in hardened steel. Due to the limitations faced by drilling of hardened steels, helical milling emerges as an attractive option. The principal goal of this research was to investigate the influence of the cutting parameters on the macro and microgeometric quality of holes produced by helical milling of AISI D2 steel (56 HRC) using a ball nose end milling cutter with two coated carbide inserts as cutting tool. A series of experiments was carried out using the Taguchi methodology with a L8 orthogonal array, along with analysis of variance (ANOVA). The influence of the following helical milling parameters was evaluated at two levels: cutting speed (v_c), axial depth of cut (a_p), feed per tooth (f_z), helical eccentricity (e), and cutting direction (up and down milling). The impact of these parameters on the trial cutting time, components of helical milling force and hole quality (diameter deviation, circularity, cylindricity and roughness) was investigated. Cutting power and the morphology of the chips were also subject to analysis. Helical milling operation proved effective, achieving holes with IT7 quality and N7 class. The statistical analysis confirmed that machining depth reduced trial cutting time. Additionally, this same factor was the most influential on roughness. The up milling direction reduced the components of helical milling force (F_z and F_r). Regarding the diameter, circularity and cylindricity deviations, up milling also reduced these deviations, especially the former. Similarly to trial cutting time, form deviations were reduced by using lower eccentricity, as well as higher cutting speed, although these levels increased the hole wall roughness. Morphological analysis of chips showed that less serrated chips (G_s) were associated with lower cutting power, while a higher serration frequency (f) was related to better surface quality. In this context, the optimal levels of helical milling parameters were $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0.25$ mm, $f_z = 0.08$ mm/tooth, $e = 2$ mm, and the up milling direction.

Keywords: helical milling, ABNT D2 steel, Taguchi, coated carbide, hole quality.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1- Decomposição da trajetória helicoidal.....	21
Figura 3.2- Cinemática do fresamento helicoidal.....	24
Figura 3.3- Zonas de corte em um furo com um raio arbitrário de inspeção (R_i).....	25
Figura 3.4- Geometria do cavaco sem deformação	25
Figura 3.5- Tipos de cortes e dimensões do cavaco não deformado no fresamento helicoidal...32	
Figura 3.6- Fresamento helicoidal concordante	34
Figura 3.7- Forças de corte: (a) sistema de coordenadas da ferramenta e (b) sistema de coordenadas da peça	36
Figura 3.8- Forças monitoradas no fresamento helicoidal: (a) antes da filtragem e (b) após filtragem.....	39
Figura 3.9- Desgaste de flanco por número de furos usinados com a operação de fresamento helicoidal utilizando fresas de ponta esférica com insertos intercambiáveis revestidos	44
Figura 3.10- Impacto de cada parâmetro em porcentagem na qualidade do furo.	45
Figura 3.11- Imagens de microscópio eletrônico de varredura da micro-fresa revestida com diamante antes e depois dos testes.....	46
Figura 3.12- Representação da medição da cilindricidade	51
Figura 4.1- Etapas do estudo experimental	55
Figura 4.2- Ferramenta de corte.....	56
Figura 4.3- Desenho do corpo de prova.....	57
Figura 4.4- Dispositivo de fixação dos corpos de prova	59
Figura 4.5- Montagem experimental: (I) computador, (II) placa de aquisição, (III) amplificador, (IV) ar comprimido, (V) ferramenta de corte no porta-pinça, (VI) bacia de material polimérico, (VII) chapa com ímãs e papel alumínio, (VIII) amostra e dispositivo de fixação (IX) dinamômetro.....	62
Figura 4.6- Comportamento das forças de fresamento helicoidal: (a) ensaio 2 ($v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte concordante) e (b) ensaio 5 ($v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte concordante)..	63
Figura 5.1- Resultados estatísticos para o tempo de corte experimental (T_{ce}).....	67
Figura 5.2- Magnitudes das componentes da força de fresamento helicoidal e potência de corte estimada.....	69
Figura 5.3- Resultados estatísticos para a força axial (F_z).....	71
Figura 5.4- Resultados estatísticos para a força resultante (F_r)	72

Figura 5.5- Desvios diametrais no fresamento helicoidal	73
Figura 5.6- Resultados estatísticos para o desvio diametral	74
Figura 5.7- Desvios de circularidade no fresamento helicoidal	75
Figura 5.8- Resultados estatísticos para o desvio de circularidade	76
Figura 5.9- Desvios de cilindricidade no fresamento helicoidal	77
Figura 5.10- Resultados estatísticos para o desvio de cilindricidade	78
Figura 5.11- Desvio aritmético médio (R_a) obtidos nos ensaios de fresamento helicoidal	79
Figura 5.12- Altura máxima do perfil (R_z) obtidos nos ensaios de fresamento helicoidal	80
Figura 5.13- Altura total do perfil (R_t) obtidos nos ensaios de fresamento helicoidal	80
Figura 5.14- Resultados estatísticos para o desvio aritmético médio (R_a)	82
Figura 5.15- Resultados estatísticos para a altura máxima do perfil (R_z)	83
Figura 5.16- Resultados estatísticos para a altura total do perfil (R_t)	84
Figura 5.17- Cavacos coletados durante os ensaios de fresamento helicoidal	86
Figura 5.18- Imagens metalográficas da sessão transversal dos cavacos segmentados.	88
Figura C.1- Resultados estatísticos	117

LISTA DE QUADROS E TABELAS

Quadro 3.1- Principais parâmetros da operação de fresamento helicoidal.	28
Quadro 3.2- Símbolos para característica tolerada de uma peça.	48
Tabela 3.1- Desvio de circularidade no fresamento helicoidal.....	50
Tabela 3.2- Comprimento de amostragem em função de R_a	53
Tabela 4.1- Composição química do aço ANBT D2.....	57
Tabela 4.2- Fatores de controle e seus níveis.	60
Tabela 4.3- Arranjo experimental.....	61
Tabela 5.1- Valores médios do tempo de corte experimental (T_{cc}) e a razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio.....	66
Tabela 5.2- Valores da razão sinal ruído (S/N) para F_z e F_r	69
Tabela 5.3- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para o desvio diametral	73
Tabela 5.4- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para o desvio de circularidade.....	75
Tabela 5.5- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para o desvio de cilindricidade.....	78
Tabela 5.6- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para os parâmetros R_a , R_z e R_t	81
Tabela 5.7- Resultados dos cálculos do grau de serrilhado e da frequência do serrilhado.....	89
Tabela 6.1- Condições para redução das variáveis-resposta.....	90

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Sociedade Americana do Ferro e Aço (<i>American Iron and Steel Society</i>)
ANOVA	Análise de variância
AO	Arranjo ortogonal
CAD	Manufatura Assistida por Computador (<i>Computer Aided Manufacturing</i>)
CBN	Nitreto cúbico de boro
CFRP	Plástico Reforçado com Fibra de Carbono (<i>Carbon Fiber Reinforced Plastic</i>)
CNC	Controle Numérico Computadorizado
DEMEC	Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG
EDM	Usinagem por descarga elétrica (<i>Electrical Discharge Machining</i>)
HRC	Dureza Rocwell - escala C
HV	Dureza Vickers
ISO	Organização Internacional para Padronização (<i>International Standardization for Organization</i>)
IT	Tolerância-padrão (<i>International Tolerance</i>)
L_n	Matrizes experimentais
LTDA	Sociedade empresarial de responsabilidade limitada
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MQL	Mínima quantidade de fluido
NBR	Norma Brasileira
NC	Controle numérico (<i>Numeric Control</i>)
PUC MINAS	Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais
PVD	Deposição Física de Vapor (<i>Physical Vapor Deposition</i>)
SQ	Soma dos quadrados
TCP	Velocidade do movimento circular do ponto central da ferramenta
TiAlN	Tinal
TiC	Carboneto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
TURN	Número de voltas da hélice (<i>Number of turns for helical line</i>)
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais

LISTA DE SÍMBOLOS

a_e	Penetração de trabalho	[mm]
a_p	Profundidade de usinagem	[mm]
b_{ax}	Largura do cavaco não deformado	[mm]
D_0	Diâmetro inicial do furo	[mm]
D_0	Diâmetro inicial do furo	[mm]
dB	Decibel	[dB]
D_b	Diâmetro do furo	[mm]
D_h	Diâmetro da hélice	[mm]
D_t	Diâmetro da ferramenta	[mm]
e	Excentricidade helicoidal	[mm]
f	Frequência do serrilhado	[KHz]
F_a	Força axial no sistema de coordenadas da ferramenta	[N]
F_f	Força de avanço	[N]
F_{fN}	Força normal de avanço	[N]
F_r	Força resultante no sistema de coordenadas da peça	[N]
F_t	Força tangencial no sistema de coordenadas da ferramenta	[N]
F_x	Força no eixo x no sistema de coordenadas da peça	[N]
F_y	Força no eixo y no sistema de coordenadas da peça	[N]
F_z	Força no eixo z no sistema de coordenadas da peça	[N]
f_z	Avanço por dente	[mm/dente]
f_{za}	Avanço axial por dente	[mm/dente]
f_{zt}	Avanço tangencial por dente	[mm/dente]
G_S	Grau de serrilhado	adimensional
h	Espessura do cavaco	[mm]
h_1	Área usinada pelas arestas de corte principais	[mm]
h_2	Área usinada pelas arestas de corte secundárias	[mm]
h_{ax}	Espessura axial do cavaco não deformado	[mm]
h_{tan}	Espessura tangencial do cavaco não deformado	[mm]
k	Ângulo de hélice	[graus]
l_e	Comprimento de amostragem	[mm]
L_f	Comprimento de furo	[mm]

l_m	Comprimento de avaliação	[mm]
n	Rotação da ferramenta	[rpm]
n_0	Velocidade de revolução orbital	[rpm]
R_a	Desvio aritmético médio	[μm]
R_i	Raio de inspeção arbitrário	[mm]
R_q	Desvio médio quadrático	[μm]
R_t	Altura total do perfil	[μm]
R_y	Rugosidade máxima	[μm]
R_z	Altura máxima do perfil	[μm]
t	Diferença admissível do cilindro circular	[mm]
T_c	Tempo de corte	[min]
T_{ce}	Tempo de corte experimental	[min]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
v_f	Velocidade de avanço	[mm/min]
v_{fha}	Velocidade de avanço axial da hélice	[mm/min]
v_{fht}	Velocidade de avanço tangencial da hélice	[mm/min]
v_{ft}	Velocidade de avanço tangencial da fresa	[mm/min]
z	Número de dentes da ferramenta	adimensional
α	Ângulo de hélice	[graus]
φ	Ângulo de contato	[graus]
ω	Velocidade angular da fresa	[rad/s]
ω_0	Velocidade angular relacionada à revolução orbital	[rad/s]

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	18
2 OBJETIVOS	20
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
3.1 Fresamento helicoidal	21
3.2 Cinemática do fresamento helicoidal	23
3.3 Parâmetros do fresamento helicoidal	27
3.4 Forças no fresamento helicoidal	35
3.5 Comportamento das forças do fresamento helicoidal	38
3.6 Fresamento helicoidal em aço endurecido	40
3.7 Desvios dimensionais e geométricos	46
3.7.1 Qualidade de furos	49
3.7.2 Rugosidade da parede do furo	52
4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	55
4.1 Materiais e métodos	56
4.1.1 Ferramenta de corte	56
4.1.2 Preparação dos corpos de prova	56
4.1.3 Tratamento térmico e verificação de dureza	57
4.1.4 Projeto e fabricação de dispositivos	58
4.2 Planejamento experimental	59
4.3 Ensaio de fresamento helicoidal	61
5 RESULTADOS	66
5.1 Tempo de corte experimental	66
5.2 Forças de fresamento helicoidal	68
5.3 Desvios dimensionais e geométricos	72
5.4 Rugosidade das paredes do furo	79
5.5 Análise da morfologia dos cavacos	85

6 DISCUSSÃO	90
7 CONCLUSÕES	96
8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	99
9 REFERÊNCIAS	100
ANEXOS	111
Anexo A- Dados da ferramenta de corte	111
Anexo B- Valores numéricos de graus de tolerância-padrão IT para dimensões nominais até 3150 mm	112
APÊNDICES	113
Apêndice A- Programas NC e informação dos ensaios de fresamento helicoidal ..	113
Apêndice B- Média das respostas de cada ensaio de fresamento helioidal	116
Apêndice C- Testes de normalidade para as respostas	117
Apêndice D- Dimensões das cotas H_1, H_2 e L_3 para os cálculos do grau de serrilhado (G_s) e da frequência do serrilhado (f)	119

1 INTRODUÇÃO

A usinagem com ferramentas de geometria definida compreende uma parcela significativa do universo da manufatura e a furação é a principal operação utilizada para a produção de furos. Segundo Wang *et al.* (2015), a relevância da furação é evidenciada pelo fato de que ela constitui aproximadamente metade do processamento total em usinagem, tornando-se uma etapa de alta importância em termos de qualidade e confiabilidade. No entanto, a operação de furação ocorre sob condições desafiadoras, envolvendo fatores como velocidade de corte não uniforme, ângulo de saída variável, alta força axial e elevada temperatura de corte. Além disso, a eficiência do fluido de corte na refrigeração, lubrificação e evacuação dos cavacos da zona de corte pode ser comprometida em determinados contextos.

Especificamente no caso de materiais duros, como o aço endurecido ABNT D2, a operação de furação se torna ainda mais desafiadora. Segundo Guu *et al.* (2003), a furação representa o único gargalo da cadeia de fabricação de matrizes e moldes do aço AISI D2 no estado endurecido. De acordo com Iyer *et al.* (2007), o desgaste prematuro das arestas de corte, seguido por fratura catastrófica, limita a capacidade de furação bem-sucedida desses materiais.

Koshy *et al.* (2002) e Magalhães *et al.* (2019) destacam que a usinagem com arestas de geometria definida de materiais endurecidos traz benefícios substanciais à indústria, reduzindo custos e prazos de entrega em comparação com as rotas mais tradicionais que envolvem usinagem no estado recozido, tratamento térmico, retificação/eletroerosão e acabamento manual. Além disso, a operação de retificação, principalmente de peças endurecidas, exige uma quantidade significativa de fluido de corte, o que é prejudicial ao meio ambiente. Aspectos relacionados à preservação ambiental têm sido cada vez mais valorizados pelos consumidores e as empresas que integram elementos de sustentabilidade em seus processos podem obter um diferencial competitivo no mercado (AMARAL; FERREIRA, 2017).

Diante destes desafios, emerge a necessidade de alternativas eficazes para a furação de peças endurecidas. Uma abordagem que tem atraído atenção é o fresamento helicoidal, operação que se baseia na combinação do movimento rotativo da ferramenta com sua translação ao longo de uma trajetória helicoidal. Esta trajetória é composta por um movimento circular tangencial (fresamento tangencial) combinado com um movimento axial (furação), sendo frequentemente executada em máquinas controladas numericamente com três, quatro ou cinco eixos. Quando realizada com dispositivos específicos e/ou robôs industriais, esta operação é referida como furação orbital. Logo, devido à sua cinemática flexível, o fresamento helicoidal tem se mostrado uma alternativa versátil e viável à furação convencional pois aquela gera forças

de usinagem mais baixas, permite correções dimensionais e com apenas uma ferramenta de corte é possível obter furos com geometrias complexas, incluindo furos de diferentes diâmetros e furos cônicos. Assim, o seu alcance abrange diversos setores como o aeronáutico, automotivo, de energia e equipamentos de mineração (VIDAL *et al.*, 2015; SAADATBAKHSI *et al.*, 2017).

Considerando a relevância da furação na indústria e a necessidade de abordagens alternativas, particularmente em relação a materiais endurecidos, este estudo explora a aplicabilidade da operação de fresamento helicoidal para a produção de furos em aço ABNT D2 endurecido. A estrutura do trabalho segue a seguinte organização: o Capítulo 2 apresenta o objetivo geral e os objetivos específicos do estudo; o Capítulo 3 consiste em uma revisão bibliográfica sobre o tema; o Capítulo 4 detalha o procedimento experimental, incluindo o planejamento experimental, os materiais utilizados e a metodologia empregada; o Capítulo 5 oferece os resultados obtidos e o Capítulo 6 as discussões, incluindo análises e interpretações; e, finalmente, o Capítulo 7 apresenta as conclusões do estudo.

Por meio da exploração da operação de fresamento helicoidal aplicada a um material endurecido, espera-se contribuir para o avanço do conhecimento e fornecer diretrizes para aplicações industriais desta operação.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo geral

O objetivo geral deste trabalho é investigar a influência dos parâmetros de corte sobre a qualidade macro e microgeométrica de furos produzidos pela operação de fresamento helicoidal do aço ABNT D2 endurecido (56 HRC).

2.2 Objetivos específicos

A seguir são descritos os objetivos específicos pretendidos:

- Utilizar o método Taguchi para avaliar a influência dos seguintes parâmetros de corte da operação de fresamento helicoidal: velocidade de corte (v_c), profundidade de usinagem (a_p), avanço por dente (f_z), excentricidade helicoidal (e) e sentido de corte. O tempo de corte experimental, as componentes da força de fresamento helicoidal e a qualidade dos furos obtidos em termos de desvio diametral, circularidade, cilindridade e rugosidade são as variáveis resposta;
- Aplicar a análise de variância (ANOVA) para identificar os parâmetros de fresamento helicoidal com influência estatística e determinar sua contribuição para o tempo de corte experimental, as componentes da força de fresamento helicoidal, e os desvio diametral, circularidade, cilindridade e rugosidade;
- Estimar a potência de corte, considerando as componentes da força de fresamento helicoidal e a velocidade de corte (v_c), a fim de identificar os ensaios com maior e menor consumo energético;
- Analisar a morfologia dos cavacos dos ensaios de maior e menor consumo energético, para investigar o efeito dos parâmetros de fresamento helicoidal e, através de uma análise quantitativa da morfologia dos cavacos, relacionar com os resultados de potência de corte e rugosidade;
- Identificar os níveis mais adequados de parâmetros de fresamento helicoidal para alcançar uma operação eficiente e melhorar a qualidade dos furos em relação à exatidão dimensional, de forma e rugosidade.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Para superar os desafios da realização deste trabalho, se faz necessária a elaboração de uma revisão bibliográfica a respeito da operação de fresamento helicoidal em busca de eficiência e diretrizes para execução do trabalho experimental. Para tanto, os seguintes tópicos serão abordados: fresamento helicoidal, cinemática, parâmetros e o comportamento das forças no fresamento helicoidal, o fresamento helicoidal em aço endurecido e por fim a qualidade dos furos.

3.1 Fresamento helicoidal

O fresamento é uma operação de usinagem versátil, na qual a remoção de material se realiza de modo intermitente. Machado *et al.* (2015) explicam que nesse grupo de operações a ferramenta (fresa) possui múltiplas arestas de corte e um movimento rotativo, enquanto a peça é fixa à mesa e esta geralmente é responsável pelo movimento de avanço. Já o fresamento helicoidal pode ser realizado por meio da interpolação helicoidal, um recurso utilizado em máquinas-ferramentas no qual a ferramenta descreve uma trajetória helicoidal (PANGRÁCIO, 2003). Com o advento da tecnologia de máquinas ferramentas com comando numérico computadorizado (CNC), pôde-se vislumbrar a possibilidade de geração e controle de trajetórias helicoidais devido a praticidade de programação nesses equipamentos (COSTA *et al.*, 2011).

Segundo Morales *et al.* (2020), o fresamento helicoidal é realizado por meio da combinação do movimento de rotação da ferramenta com sua translação ao longo de uma trajetória helicoidal, composto pelo fresamento tangencial (movimento circular) e pela furação (movimento axial), como pode ser visto na Figura 3.1.

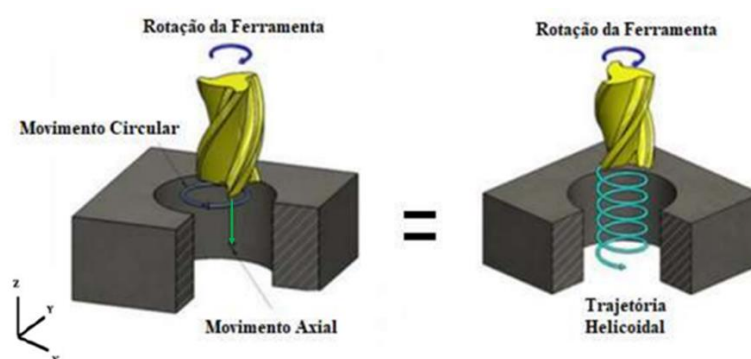


Figura 3.1 - Decomposição da trajetória helicoidal, (adaptado de Morales *et al.*, 2020).

O fresamento helicoidal é uma operação mais sustentável para a produção de furos, considerando economia de energia, redução de estoque de ferramentas, aumento do ciclo de vida da ferramenta, redução de tempos de preparação e não produtivos devido a trocas de ferramentas e melhor qualidade do furo (PEREIRA *et al.*, 2017a). Vidal *et al.* (2015) explicam que a competitividade e as exigências do setor aeronáutico realçaram a necessidade de processos que visem maior rentabilidade e sustentabilidade, tomando como referência os chamados quatro eixos de atuação fabril: economia, energia, meio ambiente e funcionalidade.

Considerada uma operação útil e versátil quando se trata de fazer furos de alta qualidade, o fresamento helicoidal surgiu pela primeira vez na fabricação de furos para materiais aeronáuticos (LI; LIU, 2012). Ozturk *et al.* (2018) destacam o primeiro estudo da operação de fresamento helicoidal, realizado na empresa *Navator Company*. Segundo os autores, a operação foi capaz de eliminar a delaminação durante a usinagem de furos na liga de alumínio Al7050-T7451 utilizadas em aplicações aeroespaciais.

Com a finalidade de criar um furo a partir de um sólido ou para abrir um furo existente, a operação de fresamento helicoidal é comumente realizada em máquinas CNC com três eixos (HENDLEY, 2018). Porém, Fang *et al.* (2015) destacam que as fresadoras são difíceis de serem empregadas em um sistema de montagem de aeronaves devido às estruturas complexas destas e difícil acesso à localização do furo pela ferramenta. Assim, quando a operação é realizada com dispositivos específicos e/ou robôs industriais, geralmente, é chamada de furação orbital (PEREIRA *et al.*, 2017b).

Especificamente em relação ao fresamento helicoidal, Pereira *et al.* (2017b) destacam que furos com qualidade satisfatória podem ser obtidos sem operações de acabamento subsequentes, mesmo em materiais de difícil usinabilidade. Os autores explicam que devido à sua cinemática flexível, a operação de fresamento helicoidal gera baixas forças de usinagem, permite correções dimensionais e com apenas uma ferramenta de corte é possível obter furos de formas complexas e com diferentes diâmetros.

A importância da operação de fresamento helicoidal como processo alternativo à furação é destacada por Wang *et al.* (2015), que afirmam que a furação representa cerca de 50% do processamento total em usinagem, além de ser uma das últimas operações na fabricação de uma peça, exigindo confiabilidade devido ao alto valor agregado relacionado às operações anteriores. Assim, Saadatbakhsh *et al.* (2017) destacam que a aplicação do fresamento helicoidal tem sido difundida na fabricação de componentes em várias indústrias, como aeroespacial, automotiva, energia e equipamentos de mineração.

Atualmente, a operação de fresamento helicoidal se posiciona como uma boa alternativa à furação convencional para obtenção de furos acabados ou desbastados, com perfis variados, usando apenas uma ferramenta de corte (fresa), permitindo assim, reduzir o número de *setups* e, conseqüentemente, o tempo de máquina parada, se enquadrando dentro dos conceitos de Indústria 4.0 (WENDA, 2009). O fresamento helicoidal também vem sendo estudado na furação de materiais de difícil usinabilidade como compostos de fibra de carbono, ligas de titânio e aços endurecidos, como é o caso deste estudo.

3.2 Cinemática do fresamento helicoidal

O princípio usado em toda máquina ferramenta para gerar uma superfície é realizar um movimento relativo entre a peça e a ferramenta. Na operação de fresamento helicoidal, a ferramenta de corte tem três movimentos simultâneos, quais sejam: rotação em torno do próprio eixo, movimento axial e revolução em torno do eixo do furo (SAADATBAKHSI *et al.*, 2017).

Segundo Rodrigues (2018) a operação de fresamento helicoidal também é conhecida como furação orbital. Porém, conforme Pereira *et al.* (2017b) esses processos semelhantes não são exatamente os mesmos em relação aos equipamentos utilizados. Eles detalham que a operação de furação orbital, a ferramenta tem rotação em torno de seu próprio eixo e é fixada em um fuso de revolução planetária que gira independente e tem um movimento de avanço na direção axial. Já a operação de fresamento helicoidal, executada em centros de usinagem, a trajetória helicoidal é gerada pelo avanço axial do eixo de rotação da ferramenta sincronizado com o movimento circular gerado pela interpolação numérica dos eixos responsáveis pelo movimento de avanço da mesa.

A cinemática da operação de fresamento helicoidal é basicamente o percurso helicoidal conjugado com a rotação da ferramenta em torno de seu próprio eixo (PEREIRA *et al.*, 2019). A Figura 3.2 ilustra a cinemática da operação de fresamento helicoidal no qual uma fresa de diâmetro (D_t) se desloca em uma trajetória helicoidal para remover o material (GONSALVES *et al.*, 2022).

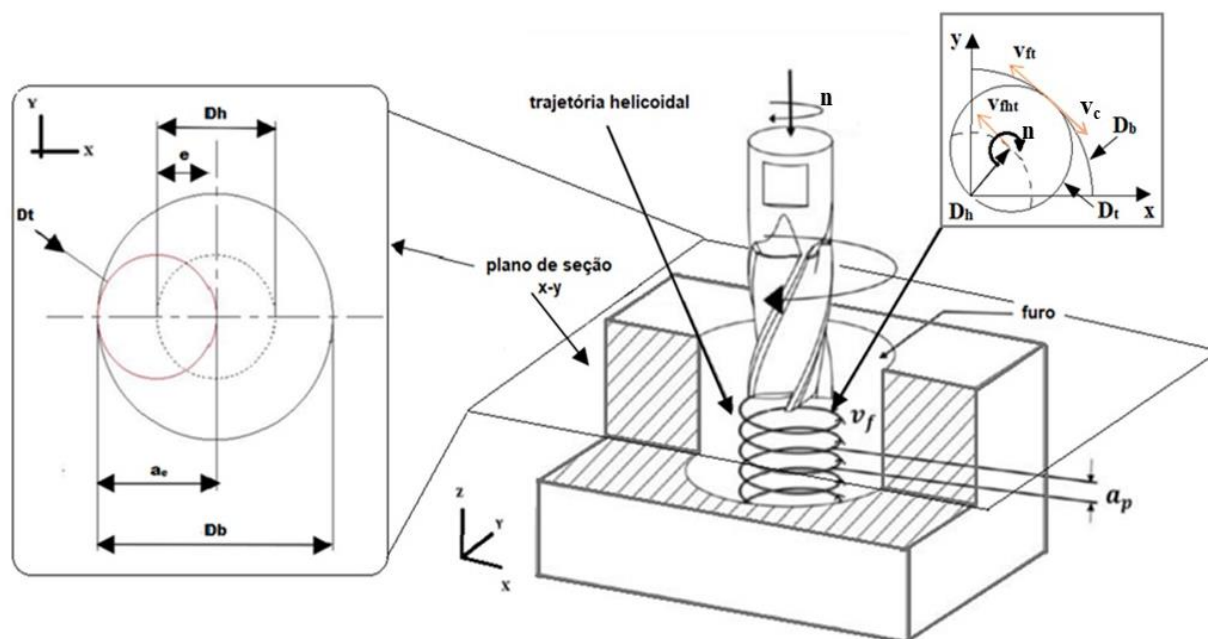


Figura 3.2 - Cinemática do fresamento helicoidal, (adaptado de Saadatbakhsh *et al.*, 2017).

Segundo Denkena *et al.* (2008a), diferentemente da operação de furação, na operação de fresamento helicoidal o diâmetro final do furo (D_b) é determinado pela combinação do diâmetro da fresa (D_t) com o diâmetro da hélice (D_h). Isso leva a uma alta flexibilidade em relação ao diâmetro do furo, permitindo a execução de furos com geometrias complexas, incluindo furos de diferentes diâmetros e furos cônicos sem troca de ferramenta (PEREIRA *et al.*, 2017b).

De acordo com Rodrigues (2018), partindo desses diâmetros e da decomposição da trajetória helicoidal, são definidos os parâmetros essenciais desta operação, como a velocidade de corte (v_c) e a velocidade de avanço (v_f), formada pelas velocidades de avanço axial da hélice (v_{fta}) e pela velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{ftt}). Também são destacadas na Figura 3.2 a penetração de trabalho (a_e), a excentricidade helicoidal (e) e a profundidade de usinagem (a_p).

Segundo Brinksmeier *et al.* (2008), como consequência da trajetória helicoidal da ferramenta, é possível distinguir dois tipos de usinagem: tem-se o corte pelas arestas principais, que é descontínuo e semelhante ao fresamento e, em contrapartida, o corte nas arestas secundárias, que é contínuo e semelhante à furação. Brinksmeier *et al.* (2008) modelaram a zona de corte de um furo para um raio arbitrário de inspeção (R_i), vide Figura 3.3. A parte da peça usinada pelas arestas de corte principais (h_1) é representada em cinza na trajetória helicoidal e a parte usinada pelas arestas de corte secundárias (h_2) em azul.

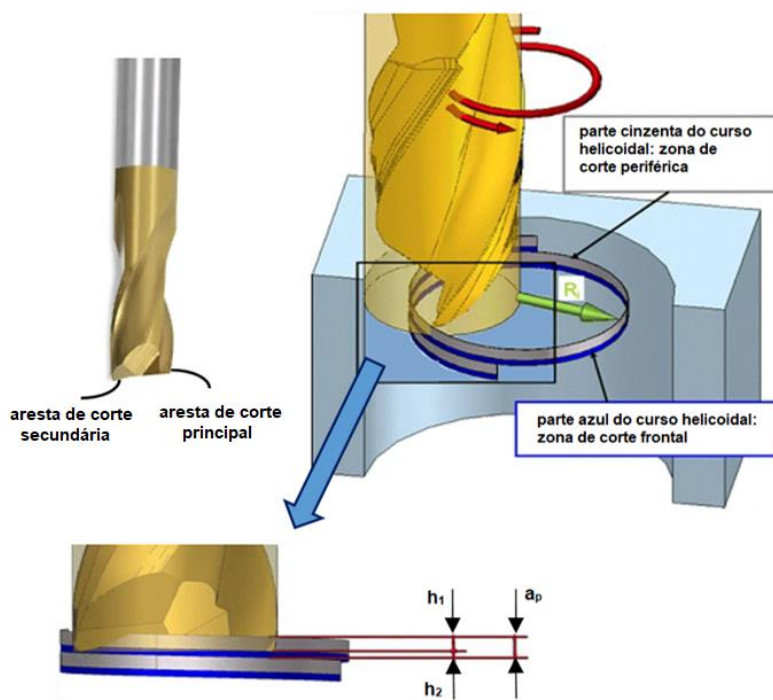


Figura 3.3 - Zonas de corte em um furo com um raio arbitrário de inspeção (R_i), (adaptado de Brinksmeier *et al.*, 2008).

Considerando esses aspectos do fresamento helicoidal, os cavacos gerados se apresentam na forma de lascas ou arcos (SAADATBAKHSH *et al.*, 2017). Na Figura 3.4 é possível visualizar a geometria de um cavaco não deformado para um ângulo de rotação da ferramenta de $\varphi = 180^\circ$. Denkena *et al.* (2008a) modelaram esta geometria do cavaco e destacaram que o volume representado em vermelho é retirado continuamente, enquanto o volume em azul é removido por corte descontínuo. Os avanços tangencial e axial por dente são, respectivamente, f_{zt} e f_{za} , o ângulo de contato é φ e o diâmetro da ferramenta é D_t .

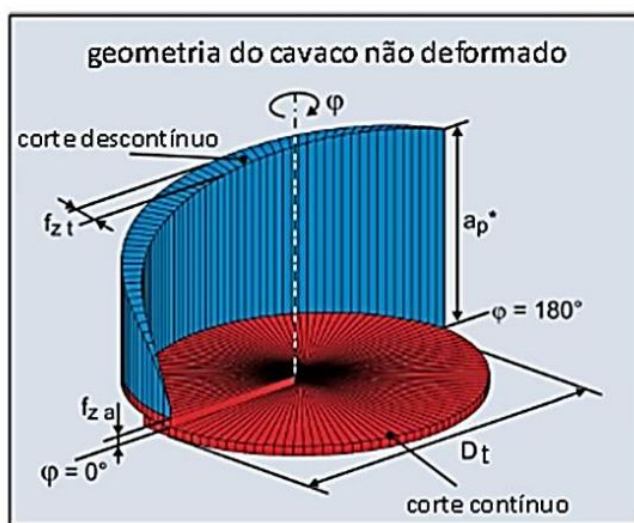


Figura 3.4 - Geometria do cavaco sem deformação, (adaptado de Denkena *et al.*, 2008a).

Denkena *et al.* (2008a) explicam que a geometria do cavaco não deformado é influenciada principalmente pelos avanços axial e tangencial por dente e pela profundidade de usinagem (a_p). Segundo Li; Liu (2012), o avanço axial por dente representa a parte da peça a ser usinada pelas arestas de corte secundárias e o avanço tangencial por dente representa a parte da peça a ser usinada pelas arestas de corte principais com as quais a parede do cilindro será construída.

Esta relação entre fresamento e furação na operação de fresamento helicoidal desempenha um papel decisivo sobre a qualidade do furo (BRINKSMEIER *et al.*, 2008). Para Gonsalves *et al.* (2022), o fresamento helicoidal é uma alternativa ao processo convencional de furação a seco, pois em muitas aplicações de furação o fluido de corte é usado apenas para remover os cavacos da zona de corte.

Iyer *et al.* (2007) verificaram que devido à cinemática do fresamento helicoidal, os cavacos produzidos são transportados para fora da zona de corte através da folga radial entre o furo e a ferramenta. Além disso, a produção descontínua de cavacos pode reduzir as forças de fresamento, produzir furos quase sem rebarbas com melhor qualidade de superfície e maior exatidão dimensional.

A cinemática do processo também ajuda a diminuir a taxa de desgaste da ferramenta (WANG *et al.*, 2019). Quando o fresamento helicoidal foi aplicado à furação do aço temperado AISI D2, Iyer *et al.* (2007) verificaram uma evolução progressiva e consistente do desgaste de flanco causado por atrito e microlascamento, ao contrário da furação, na qual a falha catastrófica da ferramenta foi predominante.

Deve-se considerar que informações sobre a cinemática da operação devem ser inseridas em máquinas (CNC) e a forma como essas informações são fornecidas deve ser levada em consideração (WENDA, 2009). Costa *et al.* (2011) destacam que na maioria dos CNC atuais, a interpolação helicoidal pode ser realizada com o auxílio do ciclo automático disponível, exigindo que o programador defina parâmetros e variáveis independentes para cada furo. O ciclo de interpolação helicoidal também é aplicado ao fresamento de roscas e neste contexto, Araujo *et al.* (2006) foram pioneiros na pesquisa, analisando os efeitos da geometria da ferramenta e da rosca. Eles desenvolveram modelos para prever a espessura do cavaco e as forças de corte, calibrando-os e validando-os para a liga de alumínio 6061.

Em um estudo posterior, Araujo *et al.* (2013) contribuíram para a compreensão física desta operação, que compartilha o mesmo ciclo automático com o fresamento helicoidal. Foi analisada a influência dos parâmetros do fresamento de roscas: geometria da rosca, condições de corte e ângulos da ferramenta, sobre as forças e torque de corte. Os resultados indicaram que

os parâmetros mais significativos são o diâmetro da rosca, o avanço por dente e o ângulo do canal. Dessa forma, os resultados contribuíram para a otimização do ângulo do canal e recomendações dos parâmetros do fresamento de roscas.

3.3 Parâmetros do fresamento helicoidal

Pereira *et al.* (2017b) destacam que na operação de fresamento helicoidal existem dois sistemas de coordenadas para definir as grandezas físicas: o sistema de coordenadas da peça e o sistema de coordenadas da ferramenta. O sistema de coordenadas da peça apresenta a direção do eixo de coordenadas fixo, enquanto o sistema de coordenadas da ferramenta muda com a rotação da ferramenta e na trajetória helicoidal. O sistema de coordenadas da peça será a referência para este estudo sobre os parâmetros da operação de fresamento helicoidal.

As características cinemáticas e geométricas da operação de fresamento helicoidal têm sido estudadas por diversos pesquisadores. Morales *et al.* (2020) e Pereira *et al.* (2017b) propuseram uma nomenclatura, pois segundo os autores há uma falta de consenso sobre as formas de definição dos parâmetros da operação de fresamento helicoidal. Os autores destacam que é importante que os pesquisadores e profissionais que trabalham com a operação de fresamento helicoidal tenham a mesma perspectiva, de modo a facilitar a compreensão do processo e a construção do conhecimento na área.

Devido á relevância dessas variáveis para este estudo, é de suma importância definir os parâmetros, unidades e equações associados às grandezas físicas da operação de fresamento helicoidal. Assim, para uma melhor compreensão dos principais aspectos das características cinemáticas e geométricos do fresamento, foi elaborado o Quadro 3.1, onde os principais parâmetros da operação de fresamento helicoidal descritos na literatura, foram elencados com seus símbolos e respectivas unidades.

Quadro 3.1 - Principais parâmetros da operação de fresamento helicoidal.

Parâmetros	Símbolo	Unidades
Ângulo de hélice	α	graus
Avanço axial por dente	f_{za}	mm/dente
Avanço por dente	f_z	mm/dente
Avanço tangencial por dente	f_{zt}	mm/dente
Comprimento de furo	L_f	mm
Diâmetro da ferramenta	D_t	mm
Diâmetro da Hélice	D_h	mm
Diâmetro do furo	D_b	mm
Diâmetro inicial do furo	D_0	mm
Espessura axial do cavaco não deformado	h_{ax}	mm
Espessura tangencial do cavaco não deformado	h_{tan}	mm
Excentricidade helicoidal	e	mm
Largura do cavaco não deformado	b_{ax}	mm
Número de dentes da ferramenta	z	unidades
Penetração de trabalho	a_e	mm
Profundidade de usinagem/profundidade de corte axial/Passo helicoidal	a_p	mm/rev
Rotação da ferramenta	n	rpm
Tempo de corte	T_c	min
Velocidade angular da fresa	ω	rad/s
Velocidade angular relacionada à revolução orbital	ω_0	rad/s
Velocidade de avanço	v_f	mm/min
Velocidade de avanço axial da hélice	v_{fha}	mm/min
Velocidade de avanço tangencial da fresa	v_{ft}	mm/min
Velocidade de avanço tangencial da hélice	v_{fht}	mm/min
Velocidade de corte	v_c	m/min
Velocidade de revolução orbital	n_0	rpm

Fonte: (Autor, 2024).

Segundo Denkena *et al.* (2008b), o diâmetro final do furo (D_b) é determinado pela combinação do diâmetro da fresa (D_t) com o diâmetro da hélice (D_h), conforme a Equação 3.1.

$$D_b = D_h + D_t \quad 3.1$$

De acordo com Iyer *et al.* (2007), na execução de furos, a penetração de trabalho (a_e) é medida no plano de seção x-y, dependendo apenas do diâmetro do furo e do diâmetro da hélice, como visto na Figura 3.2 e calculado conforme a Equação 3.2.

$$a_e = \frac{D_b^2}{4 * D_h} \quad 3.2$$

Quando a operação é aplicada na execução de furos em cheio, a penetração de trabalho (a_e) se iguala ao diâmetro da ferramenta (D_t) e é utilizada a Equação 3.2 (COSTA; MARQUES, 2015). No entanto, Pereira *et al.* (2017b) e Costa; Marques (2015) explicam que o fresamento helicoidal pode ser aplicado tanto para execução de furos em cheio como com pré-furos. Logo, se a operação é realizada com pré-furo, o cálculo de (a_e) é conforme Equação 3.3, na qual são considerados o diâmetro final do furo (D_b) e o diâmetro inicial do furo (D_0).

$$a_e = \frac{D_b^2 - D_0^2}{4 * D_h} \quad 3.3$$

Outra característica importante é a excentricidade helicoidal (e), que pode ser definida para descrever o diâmetro da hélice (D_h) e, conseqüentemente, os demais parâmetros. A excentricidade helicoidal (e), é a distância entre o centro do furo (D_b) e o centro do diâmetro da ferramenta (D_t), calculado pela Equação 3.4 (PEREIRA *et al.*, 2017b).

$$e = \frac{D_b}{2} \quad 3.4$$

A Figura 3.2 apresenta a cinemática da operação de fresamento helicoidal e destaca a velocidade de avanço. A velocidade de avanço (v_f) é a velocidade do ponto central da ferramenta (TCP), relacionada a trajetória helicoidal, geralmente usada para configurar o programa CNC (PEREIRA *et al.*, 2017b). De acordo com Denkena *et al.* (2008a), a velocidade de avanço (v_f) pode ser decomposta na velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{fht}) e na velocidade de avanço axial da hélice (v_{fha}). Esta soma vetorial é expressa pela Equação 3.5.

$$v_f = \sqrt{v_{fht}^2 + v_{fha}^2} \quad 3.5$$

No movimento circular da trajetória helicoidal, a velocidade periférica relacionada ao diâmetro do furo (D_b) é a velocidade de avanço tangencial da fresa (v_{ft}) (PEREIRA *et al.*, 2017b). Morales *et al.* (2020) explicam que no movimento circular a velocidade de avanço tangencial da fresa (v_{ft}) está relacionada ao diâmetro do furo (D_b) e a velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{fht}) ao diâmetro da hélice (D_h). A velocidade de avanço tangencial da fresa (v_{ft}) é a velocidade descrita pelas arestas de corte da fresa e é expressa matematicamente pela Equação 3.6 em função do avanço por dente (f_z), do número de dentes (z) e da rotação da ferramenta (n), (PEREIRA *et al.*, 2017b):

$$v_{ft} = f_z * z * n \quad 3.6$$

A Equação 3.6 é aplicada quando se usar compensação de raio na programação de máquinas CNC e também para determinar a carga máxima de cavacos no corte periférico (PEREIRA *et al.*, 2017b).

Para determinar a velocidade de avanço (v_f), é necessário inicialmente calcular a velocidade de avanço axial da hélice (v_{fha}), vide Equação 3.6, considerando o avanço axial por dente (f_{za}), o número de dentes (z) e a rotação da ferramenta (n), conforme Pereira *et al.* (2017b):

$$v_{fha} = f_{za} * z * n \quad 3.7$$

Segundo Morales *et al.* (2020) a velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{fht}) está relacionada ao diâmetro da hélice (D_h). A velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{fht}), é expressa matematicamente pela Equação 3.7 em função do avanço tangencial por dente (f_{zt}), do número de dentes (z) e da rotação da ferramenta (n), (PEREIRA *et al.*, 2017b):

$$v_{fht} = f_{zt} * z * n \quad 3.8$$

A velocidade de avanço tangencial da fresa (v_{ft}) pode ser utilizada para calcular a velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{fht}), conforme a Equação 3.9.

$$v_{fht} = v_{ft} * \frac{D_h}{D_b} \quad 3.9$$

A velocidade de corte (v_c) é obtida da mesma forma que nos processos com movimentos de rotação, conforme Equação 3.10. Utilizando a velocidade corte (v_c) e o diâmetro da ferramenta (D_t), a Equação 3.11 possibilita o cálculo da rotação da ferramenta (n).

$$v_c = \frac{\pi * D_t * n}{1000} \quad 3.10$$

$$n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} \quad 3.11$$

Segundo Denkena *et al.* (2008b), o ângulo do passo da hélice (α) e a profundidade de usinagem (a_p), também referida como profundidade de corte axial ou passo da hélice (a_p), são resultantes do movimento helicoidal.

A decomposição do ângulo do passo da hélice (α) pode ser em velocidade de avanço axial da hélice por velocidade de avanço tangencial da hélice, ou em perímetro da trajetória da hélice por passo por revolução helicoidal (MORALES *et al.*, 2020). Estes autores esclarecem que a unidade trata de percurso por revolução helicoidal, e não por revolução da ferramenta.

A Equação 3.12 representa a profundidade de usinagem, ou passo da hélice (a_p), que depende do ângulo de hélice. Já o ângulo de hélice (α), representado pela Equação 3.13, é formado pelas velocidades de avanço axial e tangencial (MORALES *et al.*, 2020).

$$a_p = \tan(\alpha) * \pi * D_h \quad 3.12$$

$$\alpha = \arctan \left[\frac{V_{fha}}{V_{fht}} \right] \quad 3.13$$

Segundo Li; Liu (2012), a profundidade de usinagem (a_p) também pode ser descrita considerando os avanços axial e tangencial por dente, conforme a Equação 3.14.

$$a_p = \frac{\pi(D_h - D_t)f_{za}}{f_{zt}} \quad 3.14$$

Os parâmetros relativos à forma do cavaco não deformado da operação de fresamento helicoidal são destacados na Figura 3.5. No corte axial (frontal), conforme varia o ângulo de contato (φ), a profundidade de usinagem (a_p) aumenta de zero a a_p no corte concordante e

diminui de a_p a zero no corte discordante (DENKENA *et al.*, 2008a). Ainda no corte axial, a espessura axial do cavaco não deformado (h_{ax}) é considerada constante em relação à variação do ângulo de contato (φ) e é igual ao avanço axial por dente (f_{za}). Já no corte periférico (tangencial), Denkena *et al.* (2008a) destacam que a espessura tangencial do cavaco não deformado (h_{tan}) apresenta comportamento sinusoidal com a variação do ângulo de contato (φ), partido de zero até o valor máximo (f_{zt}) e a largura axial do cavaco (b_{ax}) tem um comportamento constante com relação à variação de φ . Assim, a forma complexa resultante do cavaco depende dos tipos de corte (axial e tangencial) e do ângulo de contato da ferramenta (φ).

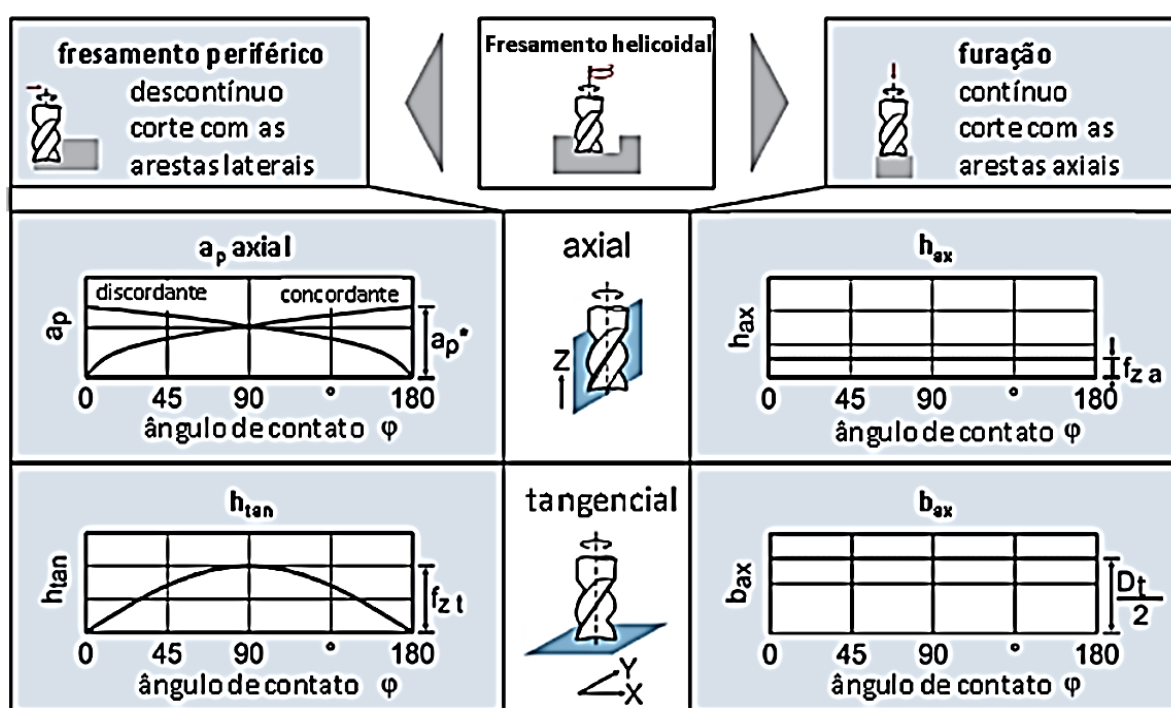


Figura 3.5 - Tipos de cortes e dimensões do cavaco não deformado no fresamento helicoidal, (adaptado de Denkena *et al.*, 2008a).

Segundo Denkena; Nespov (2011), a espessura do cavaco não deformado (h) no fresamento pode ser descrita adequadamente por uma correlação senoidal. Segundo os autores, isso também é válido para os processos de fresamento helicoidal. Para fresas de topo reta, a espessura tangencial do cavaco não deformado (h_{tan}) é calculada pela Equação 3.15, onde k é o ângulo de posição das arestas de corte da ferramenta, que é presumido como $k = 90^\circ$. Já a espessura do cavaco não deformado do corte axial (h_{ax}) é equivalente ao avanço axial por dente (f_{za}), conforme a Equação 3.16, enquanto a largura axial do cavaco não deformado (b_{ax}) é igual à metade do diâmetro da ferramenta, vide Equação 3.17.

$$h_{\tan} = f_{zt} \sin(\varphi) * \sin(k) \quad 3.15$$

$$h_{ax} = f_{za} \quad 3.16$$

$$b_{ax} = \frac{D_t}{2} \quad 3.17$$

Em relação ao movimento circular e às velocidades angulares, os trabalhos de Shan *et al.* (2011), Wang *et al.* (2012), Li *et al.* (2014) e Pereira *et al.* (2017b) descrevem outros parâmetros da cinemática do fresamento helicoidal. Segundo os autores, a velocidade de revolução orbital (n_0) é obtida considerando a velocidade de avanço axial da hélice (v_{fha}) e a profundidade de usinagem (a_p), ou considerando a velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{fht}) e o diâmetro da hélice (D_h), conforme a Equação 3.18. Já nas Equações 3.19 e 3.20 tem-se, respectivamente, a velocidade angular da fresa (ω) obtida pela rotação da fresa (n) e a velocidade angular relacionada à revolução orbital (ω_0) definida pela rotação orbital (n_0).

$$n_0 = \frac{v_{fha}}{a_p} = \frac{v_{fht}}{\pi * D_h} \quad 3.18$$

$$\omega = \frac{2 * \pi * n}{60} \quad 3.19$$

$$\omega_0 = \frac{2 * \pi * n_0}{60} \quad 3.20$$

Um parâmetro relevante para este estudo é o sentido de corte. Os testes propostos serão conduzidos em ambos os sentidos de corte, (discordante e concordante). Segundo Morales *et al.* (2020), embora a importância do sentido de corte seja conhecida no fresamento convencional, muitos trabalhos de pesquisa em fresamento helicoidal não fazem referência a este parâmetro. Os autores destacam a necessidade de identificar este parâmetro na operação para avaliar e comparar corretamente os resultados. Assim, este trabalho seguirá a mesma análise dos trabalhos de Pangrácio (2003), Denkena; Nesper (2011) e Costa; Marques (2015), em que o fresamento helicoidal discordante tem os movimentos da ferramenta (rotação) e da peça (avanço) com sentidos contrários, e enquanto no fresamento helicoidal concordante os movimentos da ferramenta e da peça têm o mesmo sentido, como ilustrado na Figura 3.6. Porém, é importante destacar que outros autores, como Pereira (2017) e Zhang *et al.* (2021),

consideraram o fresamento helicoidal concordante com o movimento de rotação da ferramenta contrário ao movimento de avanço.

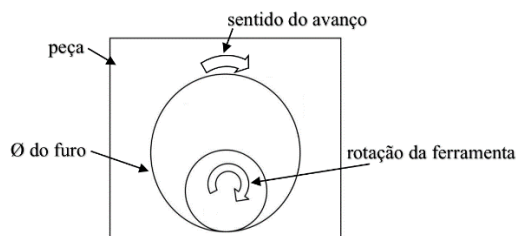


Figura 3.6 - Fresamento helicoidal concordante, (adaptado de Pangrácio, 2003).

Outro parâmetro importante destacado por Costa; Marques (2015) é o tempo de corte (T_c), calculado pela razão entre o percurso e a velocidade de avanço. O tempo de corte (T_c) é obtido pela razão da velocidade de avanço axial da hélice (v_{fha}) para um comprimento de furo (L_f), conforme a Equação 3.21.

$$T_c = \frac{L_f}{v_{fha}} \quad 3.21$$

É importante destacar os longos tempos de corte envolvidos na operação de fresamento helicoidal. Conforme verificado por Costa; Marques (2015), o tempo de corte no fresamento helicoidal tende a ser mais longo em comparação com outros processos, como a furação, devido à trajetória helicoidal. No entanto, Olvera *et al.* (2012) explicam que é importante considerar os processos secundários, como a rebarbação, envolvidos na furação. Rodrigues (2018) destaca que a produtividade do fresamento helicoidal pode ser avaliada por meio de indicadores como taxa de remoção de material, tempo de produção e vida da ferramenta. Tonshoff *et al.* (2000) demonstraram uma economia significativa de tempo de usinagem ao empregar o fresamento helicoidal com apenas três ferramentas, em comparação com a sequência convencional de furação seguida de alargamento, que requer 12 ferramentas. Essa economia é obtida por meio de uma utilização mais eficiente da máquina-ferramenta, eliminando o tempo associado a 12 trocas de ferramentas, bem como as acelerações e desacelerações relacionadas ao fuso. Por fim, Voss *et al.* (2016) enfatizaram que a operação de fresamento helicoidal pode ser uma opção apropriada quando a qualidade desejada não pode ser alcançada por meio da furação convencional, mesmo que isso resulte em tempos de processo mais longos e máquinas-ferramenta mais complexas.

Os parâmetros do fresamento helicoidal que foram destacados visam uma melhor compreensão dos principais aspectos das características cinemáticas e geométricas do fresamento helicoidal, bem como para a realização do procedimento experimental e análise dos resultados a serem relatados neste trabalho.

3.4 Forças no fresamento helicoidal

Wang; Qin (2015) explicam que, quando se busca avaliar a operação de fresamento helicoidal, o parâmetro mais direto é as forças de usinagem. Em virtude de sua relativa facilidade de medição e sua relevância física, as forças de usinagem são, frequentemente, elementos-chave para a determinação dos parâmetros de corte, conhecimento dos fenômenos que ocorrem durante a operação de corte e estimativa da exatidão atingível pela operação.

Li *et al.* (2014) e Ventura; Hassui (2013) destacam que as forças de fresamento helicoidal são consideradas entre os parâmetros mais utilizados para avaliar o desempenho da operação, exatidão do furo usinado e vida da ferramenta e são diretamente influenciadas pelas condições de corte, propriedades do material da peça, geometria da ferramenta de corte e dinâmica de usinagem. Rodrigues (2018) também destaca que quando se busca melhores resultados de qualidade, desempenho, custo e uma operação de fresamento helicoidal livre de vibração é necessária a previsão confiável das forças no fresamento helicoidal.

Para analisar detalhadamente as forças atuantes na operação de fresamento helicoidal, assim como, na análise das grandezas físicas, dois sistemas de coordenadas estão estabelecidos: o sistema de coordenadas da peça e o sistema de coordenadas da ferramenta (WANG; QIN, 2015). Na Figura 3.7(a) é vista uma imagem de simulação do sistema coordenadas da peça, tendo o centro do diâmetro do furo como ponto de origem das componentes ortogonais das forças de fresamento helicoidal (F_x , F_y e F_z). Portanto, no sistema de coordenadas da peça, as forças nos eixos x, y e z, podem ser monitoradas por um dinamômetro estacionário (WANG *et al.*, 2012). Já na Figura 3.7(b) vê-se o sistema de coordenadas da ferramenta no plano x-y, onde o ponto de referência é o centro da ferramenta, ou para um determinado instante de tempo, a aresta de corte. Na Figura 3.7(b), a rotação da ferramenta é n e v_{fht} representa a velocidade de avanço tangencial da hélice. As forças de fresamento helicoidal atuantes no sistema de coordenadas da ferramenta representam as ações aplicadas na ferramenta durante o corte, sendo a força tangencial (F_t) direcionada na direção oposta ao movimento de corte, a força resultante (F_r) atuante em direção ao centro da ferramenta e a força axial (F_a) ao longo do eixo z (HARUNA; WANG, 2021).

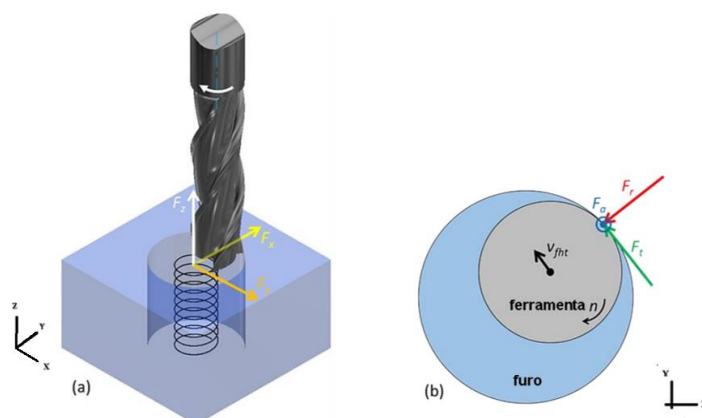


Figura 3.7 - Forças de corte: (a) sistema de coordenadas da peça e (b) sistema de coordenadas da ferramenta, (adaptado de Haruna; Wang, 2021).

Shan *et al.* (2011) explicam que a força axial (F_a) é igual à componente F_z do sistema de coordenadas da peça, e a força resultante (F_r) pode ser obtida pelas componentes F_x e F_y do sistema de coordenadas da peça, conforme a Equação 3.22. Os autores ainda destacam que a força tangencial e a força resultante também podem ser referidas como força de avanço (F_f) e força normal de avanço (F_{fN}), respectivamente.

$$F_r = \sqrt{(F_x^2 + F_y^2)} \quad 3.22$$

Tian *et al.* (2016) verificaram que as arestas de corte principais produzem principalmente os esforços de corte radiais, enquanto as arestas secundárias geram não somente os esforços radiais, mas também os esforços axiais. De acordo com Iyer *et al.* (2007), o sistema de forças do fresamento helicoidal é responsável pela deflexão da ferramenta devido às forças radiais e, além disso, um efeito adverso nas características geométricas do furo em aço AISI D2 no estado endurecido foram verificadas.

Qin *et al.* (2012) estudaram o efeito da aplicação da lubrificação em quantidade mínima (MQL) no fresamento helicoidal da liga de titânio Ti-6Al-4V em comparação com a condição a seco e com jorro. O corte a seco produziu o pior resultado em termos de força de fresamento, vida da ferramenta e rugosidade da parede do furo. O uso de MQL apresentou desempenho comparável com o jorro em termos de forças de usinagem e rugosidade da parede do furo e até mesmo vida da ferramenta mais longa do que no corte com jorro.

Um modelo confiável das forças de fresamento helicoidal, geralmente calculadas por métodos mecânicos ou numéricos, é fundamental para melhorar a qualidade da usinagem na operação de fresamento helicoidal (WANG *et al.*, 2021). Alguns pesquisadores têm dedicado

um grande esforço em relação à análise das forças no fresamento helicoidal utilizando modelos. Macedo (2001) explica que os modelos são construídos considerando parâmetros específicos, como a geometria da fresa e de corte, o material da peça, os parâmetros de corte, a excentricidade e as deflexões estáticas e dinâmicas da ferramenta, peça e máquina, as vibrações externas e auto-excitadas, entres outros. Porém, cada trabalho deve considerar somente algumas das variáveis e não todas ao mesmo tempo.

Liu *et al.* (2012) realizaram a modelagem, simulação e investigação experimental das forças de fresamento helicoidal considerando os parâmetros da operação e a geometria da ferramenta. O modelo obtido pôde prever de forma eficaz e precisa as forças de fresamento helicoidal nas arestas de cortes e em toda a ferramenta.

Através do método de elementos finitos e dados experimentais, foram criados modelos do micro-fresamento helicoidal (CHENG *et al.*, 2018). Os modelos identificaram as espessuras dos cavacos não deformados produzidos pelas arestas de corte principal e secundária de microfresas de topo durante estudos experimentais em cobre C26000. Segundo os autores, quando a espessura de corte é menor que a espessura do cavaco não deformado, há uma deformação elástico-plástica sem formação de cavacos. Os modelos revelam que na operação de micro-fresamento helicoidal com microfresas de topo, a espessura do cavaco não deformado da aresta de corte principal é maior do que para aresta de corte secundária. Em conclusão, a eficiência do micro-corte da operação de micro-fresamento helicoidal é destacada; teoricamente o micro-fresamento helicoidal tem maior produtividade do que outras operações convencionais de micro-corte.

A fim de aumentar a produtividade de peças de aeronaves fabricadas em liga de alumínio, foi construído um modelo geral da operação de fresamento helicoidal (OZTURK *et al.*, 2018). O modelo unificado proposto prevê a força de corte, o diagrama de estabilidade e os desvios dimensionais do furo. Primeiro, um modelo da mecânica da operação foi construído considerando os diâmetros da ferramenta e do furo. A estabilidade da operação foi modelada e prevista no domínio da frequência aplicando fatores direcionais médios e resolvida usando critérios de *Nyquist*. A estabilidade foi resolvida pelo método de semi-discretização, mas considerando o atraso variável no tempo contribuído pelo movimento orbital. O modelo de tempo discreto também foi usado para prever as forças de corte e os desvios dimensionais da superfície causados pelas vibrações ao longo do caminho da ferramenta. O modelo unificado conseguiu prever as forças de fresamento com erro máximo de 37 N e a seleção ideal da geometria da ferramenta, dos avanços por dente axial e tangencial e da rotação que causa menor vibração e, conseqüentemente, os menores desvios dimensionais.

Portanto, se fazem necessários estudos mais aprofundados sobre o comportamento das forças de usinagem durante o fresamento helicoidal.

3.5 Comportamento das forças do fresamento helicoidal

Ventura; Hassui (2013) destacam que o conhecimento do comportamento e da magnitude das forças no fresamento helicoidal é muito importante para calcular corretamente a potência de corte, obter tolerâncias apertadas e baixos níveis de desgaste da ferramenta de corte. Neste estudo, o comportamento das forças possibilitou avaliar a carga atuante sobre os insertos, o que ajudou a determinar os parâmetros de corte corretos e, conseqüentemente, a obtenção de usinagem mais estável e vida mais longa da ferramenta. Já no estudo de Zhang *et al.* (2021), a qualidade do furo obtido pela operação de fresamento helicoidal em polímero reforçado com fibra de carbono (CFRP) foi significativamente melhor quando comparada com a furação convencional devido à diminuição das forças e da temperatura de corte. Com base nestes estudos, o conhecimento da grandeza e direção das forças de fresamento helicoidal tem como objetivo buscar padrões de comportamento que possam ser utilizados na avaliação dos resultados experimentais das forças.

Tian *et al.* (2016) explicam que a variação dos parâmetros de fresamento helicoidal tem efeito direto sobre a morfologia do cavaco não deformado e leva à uma variação das forças de corte, temperatura de corte e assim por diante. Pires *et al.* (2021) também utilizaram as forças de fresamento helicoidal para avaliar os parâmetros da operação de fresamento helicoidal durante a furação de aço inoxidável superduplex UNS S32760. Dentre os parâmetros avaliados, o avanço foi o mais expressivo sobre a força.

Para melhorar a eficiência da operação e a qualidade do furo executado na liga de alumínio aeroespacial 6061, Shan *et al.* (2011) mediram as forças durante os experimentos de fresamento helicoidal. Os resultados do estudo demonstraram que as forças axial e resultante aumentaram com a profundidade de usinagem. No entanto, a força axial obtida no fresamento helicoidal é cerca de 8 a 10 vezes menor do que na furação convencional.

Como a operação de fresamento helicoidal resulta em forças de usinagem mais baixas em comparação com a furação convencional, a redução observada permite o uso de robôs industriais. O comportamento das forças foi utilizado por Shi *et al.* (2020) na construção de um modelo para prever a influência da estabilidade do fresamento helicoidal na qualidade da superfície do furo usinado em função dos parâmetros da operação. Foi verificado que a

profundidade de usinagem e a rotação foram os parâmetros que mais influenciaram na estabilidade (vibração) do robô e nas forças de fresamento helicoidal.

Devido às características da cinemática do fresamento helicoidal, tem-se um movimento tridimensional da ferramenta, no qual tanto a aresta de corte principal quanto a aresta de corte secundária participam do corte. Deste modo, há simultaneamente remoção de material pelas arestas de corte principais e furação pelas arestas de corte secundárias (DENKENA; NESPOR, 2011). Como no caso da operação de fresamento, cada aresta da fresa exerce uma força para cisalhar o material, que se repete periodicamente a cada rotação e assim as forças de usinagem variam periodicamente de acordo com a rotação do eixo (RIBEIRO, 2007). Segundo este autor, resultados experimentais apontam variações substanciais entre as forças F_x e F_y não somente referentes à sua intensidade, mas também em sua forma em relação ao ângulo de rotação da fresa. Portanto, em uma operação ideal de fresamento, o gráfico de força em função da posição angular seria uma senóide.

Para ilustrar o padrão de forças no fresamento helicoidal, a Figura 3.8 apresenta o resultado de um experimento em aço ABNT H13 no estado endurecido (PEREIRA, 2017). Com o uso de um dinamômetro piezelétrico estacionário com três componentes, a Figura 3.8 apresenta imagens antes e após a filtragem. As medições de força foram realizadas a uma frequência de 1200 Hz antes da filtragem, Figura 3.8(a), e 20 Hz após a filtragem, Figura 3.8(b). Foi utilizado um filtro *Buttherworth* passa-baixa com dupla passagem e os parâmetros utilizados no ensaio foram: $f_{za} = 0,15 \mu\text{m/dente}$; $f_{zt} = 0,15 \text{ mm/dente}$; $v_c = 60 \text{ m/min}$. Os resultados mostraram que F_z teve maior em magnitude que F_x e F_y , mesmo com f_{za} mil vezes menor que f_{zt} (PEREIRA, 2017).

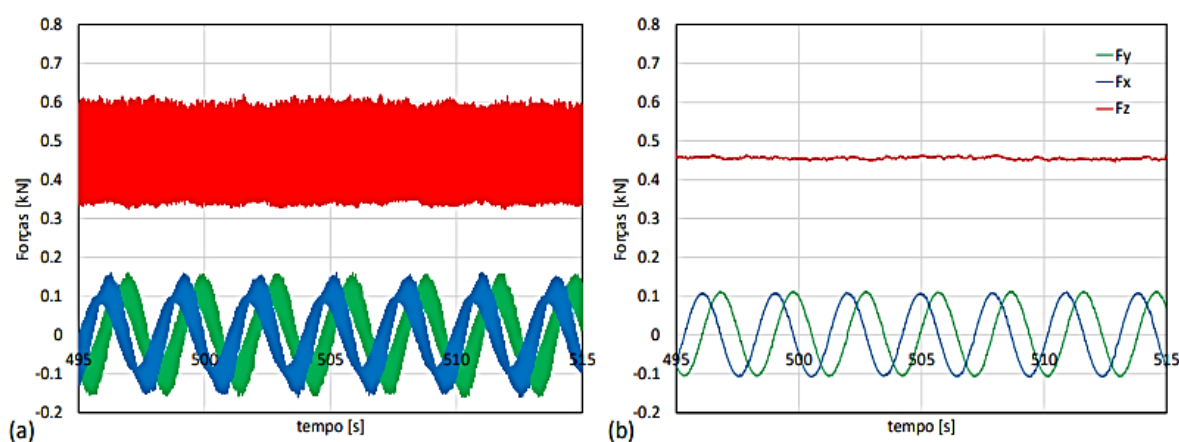


Figura 3.8 - Forças monitoradas no fresamento helicoidal: (a) antes da filtragem e (b) após filtragem, (Pereira, 2017).

Rey *et al.* (2016) ressaltam que um estudo experimental que utiliza medições de forças de fresamento helicoidal permite otimizar os parâmetros de corte, controlar a carga na ferramenta e assim melhorar a qualidade final do furo em diferentes tipos de materiais. Os autores ainda destacam que, do ponto de vista energético, o aumento das forças e torque levam a um consumo energético excessivo que pode estar associado ao mau desempenho do processo.

Araujo *et al.* (2021) e Deshpande *et al.* (2023) destacaram o papel fundamental do estudo das forças de usinagem. Araujo *et al.* (2021) discutiram a aplicação da manufatura inteligente (*smart manufacturing*) na furação de compósitos, evidenciando a necessidade de adaptação dinâmica dos parâmetros de usinagem devido à diversidade de materiais envolvidos. Com base em medições experimentais, eles propuseram o desenvolvimento de um banco de dados que utilizou a pressão específica de corte como variável para identificar materiais e otimizar, em tempo real, os parâmetros de corte. Essa estratégia visa melhorar a vida útil das ferramentas, impulsionar a produtividade e elevar a qualidade na produção de furos em estruturas híbridas metal-compósito.

Deshpande *et al.* (2023) empilharam placas de alumínio (2024A) e titânio (Ti6Al4V) e monitoraram a potência do fuso durante o fresamento helicoidal com objetivo de criar mapas de dados das diferentes pressões específicas de corte. Foi possível identificar a camada de material usinado em tempo real no corte axial, ou seja, distinguir duas regiões distintas. No entanto, no corte tangencial não foi possível identificar a camada de material em tempo real. A transição entre materiais diferentes afetou de maneira única as duas arestas de corte da ferramenta, dificultando a identificação direta por meio de um sinal aproximado de energia ou força de corte. Assim, foi necessário efetuar um tratamento de dados para identificar o material.

3.6 Fresamento helicoidal em aço endurecido

Diante dos desafios da usinagem de materiais endurecidos com arestas de geometria definida e com o intuito de alcançar boa qualidade microgeométricas e macrogeométricas em furos usinados com a operação de fresamento helicoidal, se faz necessária uma breve revisão acerca de usinagem dura.

Em sua definição ampla, usinagem dura é a usinagem de peças com dureza acima de 45 HRC, embora mais frequentemente o processo diga respeito a durezas de 58 a 68 HRC. Os materiais envolvidos incluem aços endurecidos, aços-liga endurecidos, aços-ferramenta, superligas, aços e ferros nitretados e aços revestidos com cromo duro e peças fabricadas pela metalurgia do pó tratadas termicamente (ASTAKHOV, 2010).

Sales *et al.* (2020) explicam que a usinagem de aços endurecidos envolve deformação plástica severa, conseqüentemente, é gerado uma grande quantidade de calor, o que leva ao aumento das temperaturas acima de 1000 °C. O estudo concluiu que temperaturas de corte excessivas têm efeitos negativos sobre a vida da ferramenta e integridade superficial da peça. Segundos os autores, altos coeficientes de atrito são observados entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta (zona de cisalhamento secundária) e também entre a peça e a superfície de folga da ferramenta (zona de cisalhamento terciária). Coeficientes de atrito elevados aumentam a resistência ao fluxo do material, o que, conseqüentemente, se reflete nas tensões na zona cisalhamento primária, resultando em um aumento das tensões de cisalhamento e compressão.

A rigidez estática e dinâmica do conjunto máquina-ferramenta/peça é de grande importância na usinagem de peças endurecidas, pois a vibração deve ser minimizada durante o corte. O projeto da máquina-ferramenta deve levar em conta que a força passiva é a principal componente, ao contrário da usinagem de ligas de menor dureza, onde a força tangencial (de corte) é a principal componente da força de usinagem (ABRÃO, 2010). Para Pivetta (2005), a máquina-ferramenta para usinagem de materiais com elevadas propriedades mecânicas deve apresentar características especiais, como a dinâmica dos sistemas, dimensões, potência no eixo árvore e condições de programação e controle para a aplicação de estratégias adequadas de remoção de cavaco.

A intensa competição e a demanda por produtos que variam amplamente em complexidade, material, tamanho e acabamento exigem que as indústrias adotem novas estratégias para otimização da usinagem. Essas estratégias incluem a incorporação de vários avanços tecnológicos, aumento da eficiência, flexibilidade das operações e até mesmo mudanças na estrutura organizacional da empresa (KONIG *et al.*, 1984). Segundo os autores, aumentar a flexibilidade significa realizar a usinagem de materiais duros sem a necessidade de tratamento térmico subsequente e retificação de acabamento. Esta otimização da usinagem na cadeia de fabricação pode então ser atingida pela substituição, combinação ou eliminação de certas operações.

Segundo os estudos de Koshy *et al.* (2002) e Magalhães *et al.* (2019), a usinagem de materiais endurecidos com arestas de geometria definida trouxe benefícios substanciais às empresas do setor metal-mecânico em termos de redução de custos e prazos de entrega de peças usinadas, em comparação com a rota mais tradicional que envolve usinagem no estado recozido, tratamento térmico, retificação/usinagem por descarga elétrica (EDM) e acabamento manual. Nesse sentido, a principal vantagem da usinagem dura sobre a retificação é a flexibilidade

alcançada com capacidade de fabricar peças de geometrias complexas em uma única configuração (BYRNE *et al.*, 2003 e BANA, 2006).

Arntz (2007) relata que a operação de fresamento duro pode reduzir o retrabalho, a exemplo de polimento em superfícies endurecidas. Conforme o autor, o fresamento de materiais endurecidos é capaz de produzir superfícies mais homogêneas do que operações de retificação. Huang *et al.* (2018) verificaram um efeito significativo do fresamento sobre a integridade superficial e a vida em fadiga durante testes de fresamento em aço AISI D2 com 61 HRC, isto é, as amostras fresadas tiveram um aumento de pelo menos 83% da vida em fadiga em comparação com as amostras polidas. Os autores atribuíram os resultados à alta tensão residual de compressão e à microdureza elevada induzida na superfície pela operação de fresamento duro.

Anteriormente, a retificação era a única operação possível para o acabamento de aços endurecidos. Esta situação exigia uma quantidade significativa de fluido de corte, o que é prejudicial ao meio ambiente (BANA, 2006). Já que os aspectos relacionados à preservação ambiental têm sido cada vez mais valorizados pelos consumidores, as empresas que incluem em seus processos elementos relacionados à sustentabilidade podem ter um diferencial competitivo no mercado (AMARAL; FERREIRA, 2017). Com objetivo de contribuir para a fabricação mais sustentável de matrizes usinadas no estado endurecido e em busca de uma boa superfície usinada Amaral; Ferreira (2017) abordaram as questões ambiental, econômica e social no fresamento do aço ABNT D2 com 60 HRC, considerando a influência dos seguintes parâmetros de fresamento: trajetória, velocidade de corte e avanço por dente. Os parâmetros de resposta foram a rugosidade da superfície fresada e o desgaste da ferramenta e para avaliar as questões ambiental, econômica e social monitorou-se a energia ativa exigida pela máquina, a emissão sonora e a luminosidade do ambiente. Os resultados indicaram que a trajetória trocoidal proporcionou o melhor resultado de rugosidade da superfície e de desgaste da ferramenta. Entretanto, esta trajetória exigiu um tempo de processamento muito maior que as duas outras trajetórias utilizadas, provocando um maior consumo energético.

Ainda sobre o fresamento em aço endurecido, o estudo de Pivetta (2005) sobre o aço ABNT D2 com 58 HRC relatou que a taxa de remoção de material foi relativamente baixa em comparação às operações de usinagem do material no estado recozido. O comprimento em balanço da ferramenta teve grande influência sobre o seu desgaste, principalmente quando associado a elevadas velocidades de corte.

Segundo Bellini (2005), o torneamento e o fresamento de materiais endurecidos já estão bem estabelecidos na indústria, porém a conversão do processo de produção em materiais em

estado recozido para endurecimento só será possível com todas as operações de usinagem incluídas. Nesse sentido, Iyer *et al.* (2007) afirmam que os desafios técnicos relacionados à furação dura são únicos em comparação com outras operações de usinagem dura. A investigação dos autores indicou fratura catastrófica inevitável que segue o desgaste acelerado das arestas de corte de quatro brocas especiais para furação de aço endurecido, inviabilizando os testes no aço AISI D2 com 60 HRC.

Segundo König *et al.* (1990), os problemas fundamentais da operação de furação decorrentes da queda na velocidade de corte no centro da broca são especialmente evidentes na furação de materiais duros. Arai *et al.* (1996) estudaram a furação de aço de alta dureza com fornecimento de fluido de corte sob alta pressão (7 MPa). Os testes de furação foram realizados em aço AISI D2 com dureza entre 32-57 HRC e foram utilizadas brocas helicoidais com refrigeração interna feitas de metal duro revestido. O desgaste da broca, as forças de furação e a temperatura de furação foram mensurados. Os resultados dos testes usando refrigeração interna a alta pressão indicaram ser possível fazer até dez furos em aço com até 50 HRC. No entanto, para o aço com 57 HRC, o critério de fim de vida foi atingido no segundo furo, mesmo com refrigeração interna. Já Coldwell *et al.* (2003) obtiveram resultados favoráveis (seis furos com comprimento de corte de 0,168 m) ao furar o aço AISI D2 com 60 HRC usando brocas curtas com aplicação interna de fluido de corte.

Segundo Guu *et al.* (2003), a furação representa o único gargalo da cadeia de fabricação de matrizes e moldes em aço AISI D2 no estado endurecido. Os furos no aço ferramenta AISI D2 endurecido podem alternativamente ser usinados por eletroerosão, mas a taxa de remoção é baixa e a operação está repleta de problemas devido aos efeitos que deixa na integridade superficial.

Com objetivo de comparar as operações de furação convencional e fresamento helicoidal, Iyer *et al.* (2007) realizaram testes em placas com espessura de 13,8 mm feitas em aço AISI D2 endurecido para 60 HRC. Os resultados experimentais estabeleceram de forma conclusiva a ineficácia da furação convencional, caracterizada por um ruído alto, indicando falha iminente das brocas. Os testes de fresamento helicoidal utilizaram fresas de topo esféricas intercambiável com diâmetro de 12 mm e insertos revestidos com TiCN/TiN ou TiAlN com ângulos de saída axial e radial de -10 e 0, respectivamente. Conforme representado na Figura 3.9, para um critério de desgaste de flanco de 300 μm , dez furos foram produzidos com a operação de fresamento helicoidal com insertos revestidos com TiCN a uma velocidade de corte de 30 m/min contra 16 furos com uso de para insertos revestidos com TiAlN a uma velocidade de corte de 47 m/min.

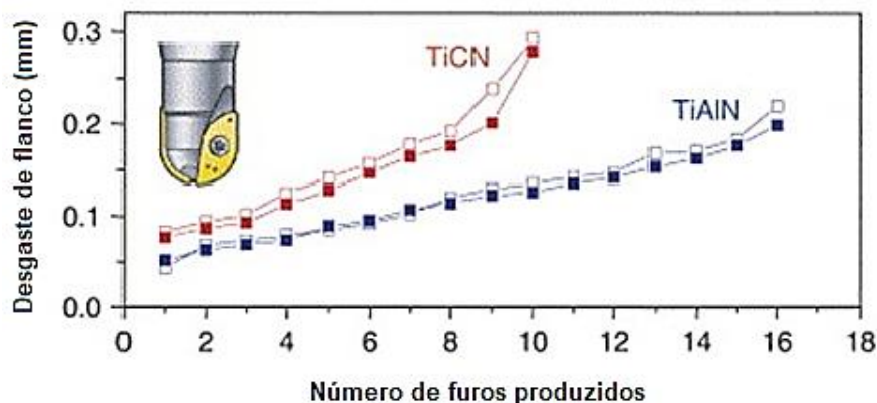


Figura 3.9 - Desgaste de flanco por número de furos usinados com a operação de fresamento helicoidal utilizando fresas de ponta esférica com insertos intercambiáveis revestidos, (adaptado de Iyer *et al.*, 2007).

Amplamente utilizadas na indústria aeroespacial, as ligas de titânio possuem propriedades únicas, como elevada resistência à corrosão e resistência específica. Entretanto, estas ligas são consideradas materiais de baixa usinabilidade devido à baixa condutividade térmica e à alta afinidade química com uma vasta gama de elementos químicos, normalmente presentes nos materiais de ferramentas e seus revestimentos. Essas características propiciam a formação de partículas aderidas na aresta de corte da ferramenta, enquanto a propensão ao endurecimento na zona usinada intensifica a complexidade da operação. Assim, as ligas de titânio, embora amplamente aplicadas, são consideradas materiais de difícil usinagem (OLVERA *et al.*, 2012 e FESTAS *et al.*, 2021). Estes autores compararam as operações de fresamento helicoidal e furação convencional na usinagem de furos em ligas de titânio (Ti-6Al-4V e Ti-6Al-7Nb). Foram analisadas as forças de corte e a qualidade da superfície. Embora a operação de furação convencional tenha uma importante vantagem em termos de tempo, os resultados mostraram que o fresamento helicoidal acabou sendo uma alternativa vantajosa, principalmente em termos de força axial mais baixas, melhor qualidade geométrica e superficial.

Para usinar furos com exatidão em aço AISI 4340 (dureza entre 34-45 HRC), Saadatbakhsh *et al.* (2017) realizaram um estudo experimental da operação de fresamento helicoidal com o apoio do método de Taguchi e de uma análise estatística para obter a contribuição de cada parâmetro. O planejamento experimental avaliou o efeito dos métodos de lubrificação MQL e a seco, da dureza da peça e dos parâmetros de corte, que incluíram velocidade de corte, avanço por dente e profundidade de usinagem. Como pode ser visto na Figura 3.10, a qualidade dos furos foi avaliada em termos de rugosidade, desvio diametral, circularidade e cilindridade. A condição de lubrificação, a velocidade de corte e o avanço por dente apresentaram maior impacto sobre a rugosidade da superfície com contribuições de 42,2;

23,9 e 22,9%, respectivamente, Figura 3.10(a). Conforme mostra a Figura 3.10(b), a condição de lubrificação apresentou contribuição de 40% sobre o diâmetro do furo devido à maior capacidade do sistema MQL para refrigerar e lubrificar, o que resultou em maior exatidão. Já as Figuras 3.10(c) e 3.10(d) mostram que a velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia a circularidade e cilindricidade com contribuições de 44 e 41%, respectivamente.

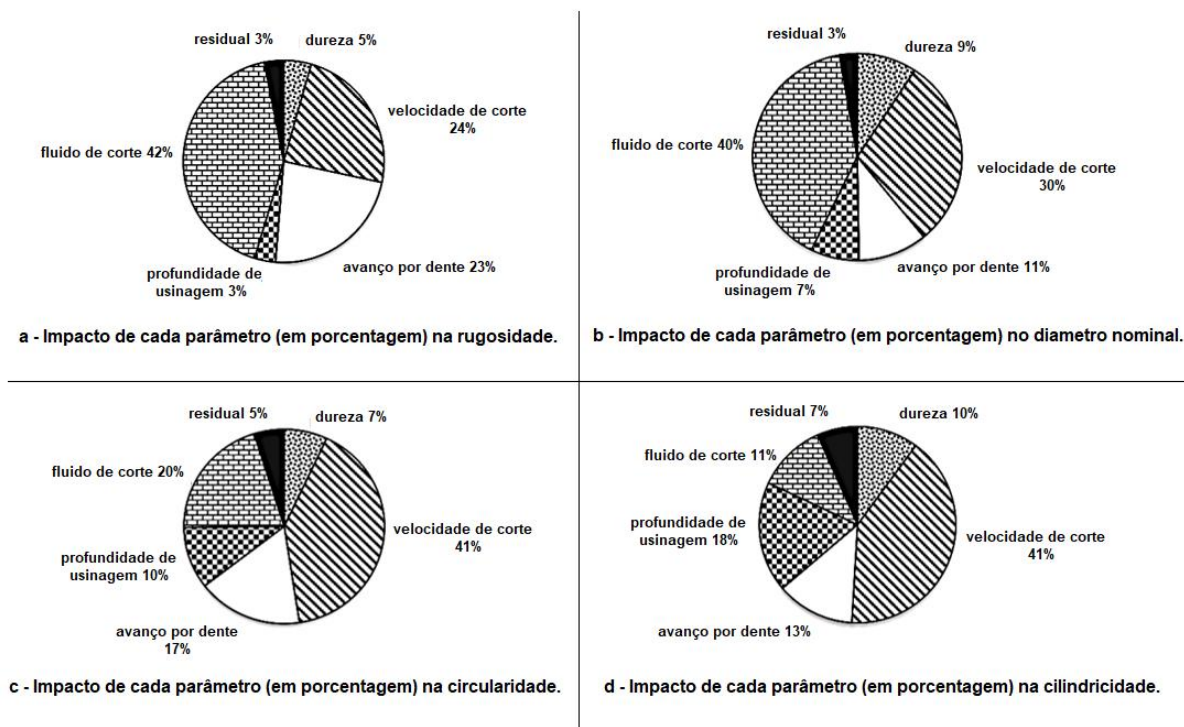


Figura 3.10 - Impacto de cada parâmetro em porcentagem na qualidade do furo: (a) rugosidade, (b) diâmetro, (c) circularidade e (d) cilindricidade, (adaptado de Saadatbakhsh *et al.*, 2017).

O aumento da dureza do material, visto na Figura 3.10, leva a forças de corte mais elevadas, e com isso as vibrações aumentam e prejudicam a qualidade do furo. Como resultado, o diâmetro do furo diverge de sua dimensão nominal, a rugosidade da superfície aumenta e também os desvios dimensionais (SAADATBAKHSB *et al.*, 2017).

Recentemente, o vidro quimicamente reforçado tem sido usado para telas sensíveis ao toque de dispositivos móveis, como *smartphones* e *tablets*. A vantagem do vidro quimicamente reforçado é a sua alta resistência e rigidez, aproximadamente cinco vezes maiores que o vidro de soda-cal. As demandas por micro-furação em vidro quimicamente reforçado estão aumentando devido à miniaturização de componentes mecânicos. No entanto, a alta dureza e fragilidade causam desgaste rápido da ferramenta e o lascamento na entrada e na saída de furos usinados (NOMA *et al.*, 2014). Uma micro-fresa revestida com diamante com diâmetro de 0.4 mm de diâmetro foi utilizada para comparar as operações de fresamento helicoidal e fresamento

helicoidal assistido por vibração ultrassônica axial (Figura 3.11). Os resultados indicaram que a operação assistida por vibração ultrassônica reduziu a força axial média, o lascamento na saída e entrada dos furos e também foi verificado um aumento da vida da ferramenta. Na Figura 3.11(a) são mostradas as imagens de microscopia eletrônica de varredura da micro-fresa revestida com diamante, antes dos testes de usinagem. Após 20 furos usinados por fresamento helicoidal convencional em uma chapa de vidro quimicamente reforçado com espessura de 1.1 mm, os grãos de diamante na parte inferior e lateral da ferramenta estavam significativamente desgastados, conforme ilustra a Figura 3.11(b). Já a ferramenta usada no fresamento helicoidal assistido por vibração ultrassônica estava em boas condições (Figura 3.11c).

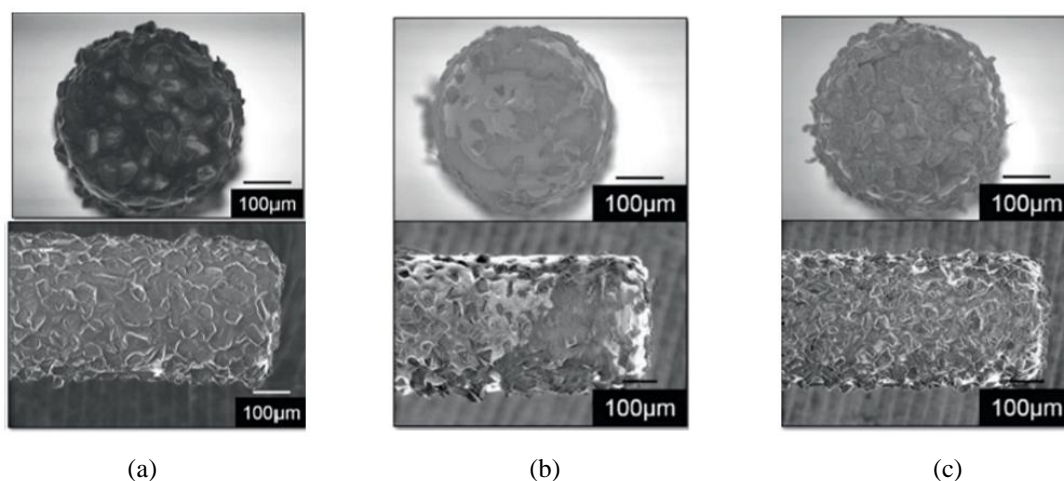


Figura 3.11 - Imagens de microscópio eletrônico de varredura da micro-fresa revestida com diamante antes e depois dos testes: (a) micro-fresa nova, (b) micro-fresa após testes de fresamento helicoidal, (c) micro-fresa após testes de fresamento helicoidal por vibração ultrassônica, (adaptado de Noma *et al.*, 2014).

3.7 Desvios dimensionais e geométricos

Segundo Klocke *et al.* (2005), em projetos de usinagem são atribuídas certas funcionalidades aos componentes. Além do material da peça (microestrutura), a superfície, a forma e as dimensões das peças são cruciais para garantir sua perfeita funcionalidade. Neste contexto, após uma peça ou um componente ser fabricado, na sua montagem ou desmontagem precisa ser assegurada intercambiabilidade adequada entre os elementos do conjunto, sem maiores esforços ou ajustes severos (SILVA, 2012). Este sistema de fabricação, baseado nos conceitos de intercambiabilidade, requer que cada peça ou conjunto de um produto final seja feito de acordo com as especificações definidas com relação à dimensão, forma e acabamento

constantes nos desenhos das respectivas peças que compõem o produto final (AGOSTINHO *et al.*, 2020).

A operação de furação convencional ocorre sob condições relativamente severas (velocidade de corte não uniforme, além da dificuldade de acesso do fluido de corte à zona de corte e de expulsão dos cavacos) e além dessas condições a adversas, a operação de furação normalmente é uma das últimas a serem executadas na peça, ou seja, quando uma grande quantidade de tempo e recursos já foi gasta na sua execução. Por isso, se torna indispensável um maior controle para garantir uma melhor qualidade dos furos (SOUSA *et al.*, 2012).

Conforme Sousa *et al.* (2012), antes da furação devem-se considerar algumas especificações técnicas, tais como: dureza do material, usinabilidade, comprimento, diâmetro, característica do furo (passante ou cego) e geometria do furo. Logo, o controle de qualidade na realização de furos é muito difícil devido aos vários fatores que influenciam a operação.

Segundo Pangrácio (2003), a qualidade de furos está associada à operação, ao material da peça, à geometria e material da ferramenta, aos parâmetros de corte utilizados, bem como pela condição da máquina-ferramenta. Para Agostinho *et al.* (2020), a qualidade final de uma peça usinada também é influenciada pelas dimensões da peça, pela rigidez da máquina-ferramenta ou de dispositivos de usinagem, pela perda da afiação da ferramenta e pelas técnicas de avaliação adotadas nas medições.

Nas operações de usinagem, os desvios são aleatórios e não podem ser previstos, mas com uma escolha adequada de parâmetros e condições de processamento podem ser minimizados e definidos dentro da margem de erro permitida (LAKIĆ *et al.*, 2014).

Especificamente sobre a operação de fresamento helicoidal, o termo qualidade, no que diz respeito à produção de furos, está ligado à avaliação do desvio dimensional do diâmetro do furo e aos seus desvios geométricos avaliados pelos parâmetros de circularidade, cilindridade e rugosidade (BRANDÃO *et al.*, 2011).


O desvio dimensional define o ajuste com a peça a ser acoplada e está relacionado com a medida nominal e a medida real encontrada no furo, ou seja, é a faixa de valores que a medida obtida pode variar da nominal e permanecer aceitável. Como exemplo de medidas dimensionais relacionadas à furação, tem-se medidas de comprimento, diâmetro da superfície cilíndrica e ângulo do cone (AGOSTINHO *et al.*, 2020). Já os desvios geométricos podem ser divididos em macrogeométricos e microgeométricos. Os desvios microgeométricos, relativos à topografia da superfície, são relacionados com a sua rugosidade, já os desvios macrogeométricos podem ser definidos como sendo as variações permissíveis dos limites dentro do qual os desvios (ou erros)

de forma, posição ou batimento radial e axial devem estar compreendidos sem prejudicar o funcionamento e a intercambialidade de uma peça ou equipamento (LAKIĆ *et al.*, 2014).

O controle dos desvios de uma peça durante sua cadeia de fabricação foi destacado por Lakić *et al.* (2014). Segundo os autores, 85 % das medições diretamente em uma peça envolvem os desvios microgeométricos e macrogeométricos. Aproximadamente 10 % das medições referem-se à medição e controle de materiais e estruturas (dureza, composição química, estrutura cristalina e módulo de elasticidade) e aproximadamente 5 % referem-se às características da superfície (dureza, trincas e tensões residuais).

Os desvios geométricos e sua simbologia são estabelecidos pela norma ABNT NBR 6409 (1997). No Quadro 3.2, são apresentados os símbolos para cada característica tolerada de uma peça, componente ou conjunto. Pela extensão desta norma não serão definidos todos os símbolos, mas somente aqueles indispensáveis para compreensão dos desvios geométricos.

Quadro 3.2 - Símbolos para característica tolerada de uma peça.

	Característica Tolerada	Símbolo
Forma	Retitude	
	Planeza	
	Circularidade	
	Cilindricidade	
	Perfil de linha qualquer	
	Perfil de superfície qualquer	
Orientação	Paralelismo	
	Perpendicularidade	
	Inclinação	
Posição	Posição	
	Concentricidade	
	Coaxialidade	
	Simetria	
Batimento	Circular	
	Total	

Fonte: NBR 6409 (1997).

Segundo Silva (2012), o estudo dos desvios geométricos requer um cuidado especial porque é necessário perceber que um desvio de forma ou de posição fora da especificação de projeto pode comprometer o perfeito funcionamento de uma peça, de um conjunto, de um equipamento ou de uma máquina. Portanto, se faz necessário, um estudo aprofundado sobre os desvios geométricos a saber, desvio dimensional, circularidade, cilindridade e rugosidade.

3.7.1 Qualidade de furos

Especificamente em relação ao fresamento helicoidal, Amini *et al.* (2019) verificaram que o aumento da velocidade de avanço e a diminuição da velocidade de corte elevaram as forças de usinagem. A elevação da força axial causou o aumento do erro de retitude e vibração da ferramenta. Assim, o diâmetro do furo ficou mais distante do valor esperado. Denkena *et al.* realizaram testes de fresamento helicoidal em CFRP e liga de titânio. Eles também verificaram que o diâmetro do furo diminuiu com o aumento da força axial. Segundo Olvera *et al.* (2012), a força axial e a força tangencial levam à deflexão da ferramenta e ao consequente desvio dimensional no diâmetro do furo.

De acordo com Iyer *et al.* (2007), a tolerância dimensional de furos obtidos pelo fresamento helicoidal com uma fresa de metal duro está dentro da faixa correspondente à qualidade IT7 isto é, uma variação dimensional mais estreita em relação à furação convencional. Conforme os autores, a qualidade dos furos fresados sugere que é possível eliminar a operação de alargamento para a produção de furos de precisão em aço endurecido AISI D2. Morales *et al.* (2020) também avaliaram a qualidade de trabalho pelo desvio dimensional do diâmetro do furo. Os autores afirmam que é possível obter furos com qualidade IT6 na liga de titânio UNS R56400.

Por sua vez, o desvio de circularidade é um dos parâmetros mais utilizados para avaliar o desempenho da operação de fresamento helicoidal. A Tabela 3.1 resume alguns resultados experimentais sobre o desvio de circularidade em fresamento helicoidal. Essa tabela foi elaborada levando em consideração as metodologias utilizadas para avaliação do desvio de circularidade, como por exemplo, o uso de fluido de corte, o material da peça, o equipamento de medição utilizado, os parâmetros de corte avaliados e, por fim, destaca-se o parâmetro mais influente sobre este desvio.

Tabela 3.1 -Resumo de resultados experimentais sobre o desvio de circularidade em fresamento helicoidal.

Trabalho	Fluido de corte	Material	Sistema de medição	Parâmetros investigados	Parâmetro influente
Costa <i>et al.</i> (2011)	emulsão	ABNT P20 (30 HRC)	circularímetro (Talyround 252)	máquina-ferramenta avanço por dente ferramenta de corte	máquina-ferramenta
Costa; Marques (2015)	emulsão	ABNT 1045	circularímetro (Talyround 252)	avanço por dente velocidade de corte penetração de trabalho	avanço por dente
Iyer <i>et al.</i> (2007)	ar comprimido	AISI D2 (60HRC)	—————	ferramenta de corte revestimento força de fresamento	ferramenta de corte
Pangrácio (2003)	emulsão	ABNT 1045	máquina tridimensional (Brown & Sharpe Dea Scirocco)	avanço por dente sentido de corte máquina ferramenta	avanço por dente
Pereira <i>et al.</i> (2019)	ar comprimido	ABNT H13	circularímetro (Talyround 131)	velocidade de corte avanço por dente dureza da peça balanço da ferramenta comprimento do furo	avanço por dente balanço da ferramenta
Rodrigues (2018)	—————	Alumínio 7075	circularímetro (Talyround 131)	velocidade de corte avanço por dente balanço da ferramenta	avanço por dente
Saadatbakhsh <i>et al.</i> (2017)	MQL (óleos) e a seco	AISI 4340	máquina tridimensional (Wenzel LH87)	velocidade de corte velocidade de avanço profundidade de usinagem dureza da peça tipo de fluido de corte	velocidade de corte
Wenda (2009)	emulsão	AISI P20 (30 HRC)	circularímetro (Talyround 252)	velocidade de corte avanço por dente máquina-ferramenta ferramenta de corte	máquina-ferramenta ferramenta de corte

Fonte: Autor (2024).

As investigações apresentadas na Tabela 3.1 utilizaram equipamentos de medição com alta exatidão para designar com precisão os desvios de circularidade de furos obtidos por fresamento helicoidal. Conforme a metodologia dos autores, o fluido de corte foi utilizado no fresamento helicoidal dos aços. Já em relação aos resultados avaliados, o avanço por dente foi o parâmetro mais influente sobre o desvio de circularidade. Segundo Pereira *et al.* (2019), Rodrigues (2018), Costa *et al.* (2011) e Costa; Marques (2015), a elevação do avanço tangencial por dente resultou na diminuição da circularidade. Saadatbakhsh *et al.* (2017) observaram um aumento do desvio de circularidade sob baixa velocidade de corte e sob condição a seco durante o fresamento helicoidal do aço AISI H13. Além disso, Costa *et al.* (2011) e Wenda (2009) utilizaram as mesmas ferramentas corte em condições equivalentes durante o fresamento helicoidal do aço ABNT P20. Foram comparados dois centros de usinagem e uma máquina apresentou desempenho inferior a outra. A circularidade de furos obtidos por fresamento helicoidal é o erro devido à folga da máquina-ferramenta gerado durante o movimento de interpolação circular. Conforme Denkena *et al.* (2008b), o movimento tridimensional da operação de fresamento helicoidal exige muito da aceleração do eixo e rigidez da máquina-ferramenta. Se a máquina ferramenta não possuir características adequadas, haverá desvios de

circularidade e diametral mais elevado. Por fim, o erro de circularidade no fresamento helicoidal foi comparado considerando uma ferramenta intercambiável com uma ferramenta inteiriça de metal duro em aço AISI D2 endurecido com 60 HRC (IYER *et al.*, 2007). Os menores desvios de circularidade foram verificados no uso de fresas inteiriças de metal duro. Devido à sua robustez, houve menor deflexão e, além disso, ferramentas de ponta esférica com pastilha intercambiável relacionam-se a uma tolerância diametral de cerca de 0,3 mm, o que limita a precisão dos furos usinados.

Para se medir o desvio de cilindridade, a peça é avaliada em diversos planos ao longo de todo o comprimento do furo. Como exemplo, a Figura 3.12 mostra o desvio de cilindridade gerado pelo fresamento helicoidal no alargamento de furos na liga alumínio (Alumínio 7075) (RODRIGUES, 2018). O *software* calculou uma cilindridade média de 33,810 μm , com base na média de 10 planos, espaçados a 1,4 mm e considerando uma altura de 15 mm. Este valor é referente ao ensaio com $f_{za} = 1,8 \mu\text{m/dente}$, $f_{zt} = 80 \mu\text{m/dente}$, $v_c = 530 \text{ m/min}$. Já o ensaio com $f_{za} = 2,2 \mu\text{m/dente}$, $f_{zt} = 60 \mu\text{m/dente}$ e $v_c = 480 \text{ m/min}$ apresenta o maior desvio de cilindridade 39,82 μm , em contraste, com 20,47 μm obtido no ensaio com $f_{za} = 1 \mu\text{m/dente}$, $f_{zt} = 80 \mu\text{m/dente}$ e $v_c = 530 \text{ m/min}$. Assim, verifica-se que o desvio de cilindridade foi influenciado pelos parâmetros f_{za} , f_{zt} e v_c .

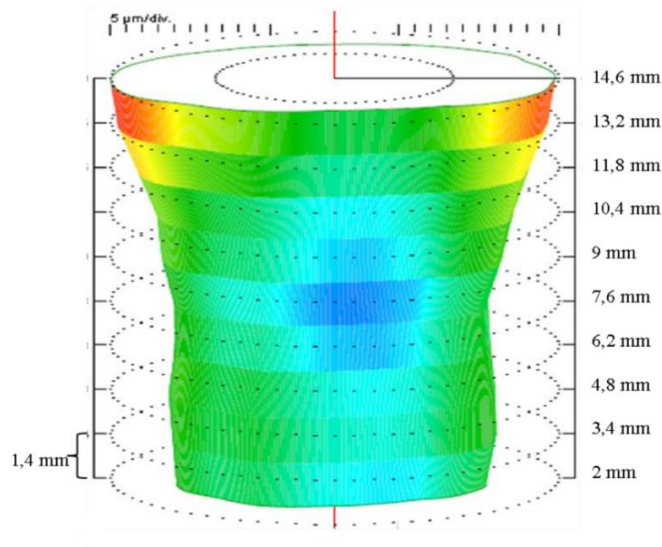


Figura 3.12 -Representação da medição da cilindridade, (adaptado de Rodrigues, 2018).

Com o intuito de analisar os desvios de forma gerados pelo fresamento helicoidal, Wenda (2009) avaliou a influência da velocidade de corte, avanço por dente, máquina-ferramenta e duas fresas de geometrias diferentes e concluiu que a máquina-ferramenta foi o parâmetro mais influente. Segundo o autor, as características geométricas do furo no fresamento

helicoidal são governadas pela capacidade de interpolação e qualidade da máquina-ferramenta. Assim como no desvio de circularidade, há influência das condições de corte do fresamento helicoidal sobre o desvio de cilindricidade.

3.7.2 Rugosidade da parede do furo

Segundo Lakić *et al.* (2014), nenhum processo de corte fornece uma superfície lisa perfeita. Toda superfície real se desvia da superfície nominal (ideal). De acordo com Machado *et al.* (2015), a condição final de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e, às vezes, reações químicas. Os autores destacam o termo integridade superficial, utilizado para descrever as alterações na superfície (acabamento) e alterações em camadas mais internas da peça.

A rugosidade é consequência da ação inerente do processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta e etc), que resulta em irregularidades finas ou em erros microgeométricos denominados rugosidade. A rugosidade é o principal parâmetro de avaliação das condições de uma superfície antes, durante e depois da execução de um processo de fabricação com remoção de material. A rugosidade sofre influência de vários parâmetros de usinagem, incluindo material e geometria da ferramenta de corte, material e geometria da peça, a rigidez da máquina-ferramenta e operação de usinagem. Portanto, a rugosidade é utilizada como parâmetro de saída para controlar uma operação de usinagem (MACHADO *et al.*, 2015).

Os parâmetros utilizados para a quantificação da rugosidade têm a função de avaliar as características topográficas da superfície. Porém, os parâmetros de rugosidade são valores resultantes de integrações ou de operações matemáticas a partir de perfis amostrais. Logo, o número que caracteriza esses parâmetros, de certa forma, são representações da superfície real e estão sujeitas a diversos erros de medição e interpretações (STOUT *et al.*, 1990).

Dentre os vários parâmetros que são utilizados para quantificar a rugosidade de uma superfície usinada destacam-se o desvio aritmético médio (R_a), a altura total do perfil (R_t) e a altura máxima do perfil (R_z). Esses parâmetros são amplamente utilizados no controle de qualidade de produtos industrializados.

De acordo com a norma ABNT NBR 4287 (2002) o desvio aritmético médio (R_a) é definida como a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas do perfil efetivo em relação à linha média num comprimento de medição. Este é o parâmetro mais utilizado de uma forma geral no controle contínuo da rugosidade em linhas de produção, na avaliação de

superfícies em que o acabamento apresenta sulcos de usinagem bem orientados como no torneamento e no fresamento e em superfícies de pouca responsabilidade, como no caso de acabamentos com fins apenas estéticos (MACHADO *et al.*, 2015).

A altura total do perfil (R_t) é a distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo no mesmo comprimento de medição l_m , independentemente dos valores de rugosidade parcial (ABNT NBR 4287 2002). Este parâmetro informa sobre a máxima deterioração da superfície vertical da peça e é de fácil obtenção quando o equipamento de medição fornece o gráfico da superfície. Tem grande aplicação em vários países e fornece informações complementares ao parâmetro R_a . É considerado um parâmetro rígido, pois considera todo o comprimento de medição l_m e não apenas um comprimento de amostragem l_e (MACHADO *et al.*, 2015).

Segundo a norma ABNT NBR 4287 (2002), a altura máxima do perfil (R_z) é definida pela soma da altura máxima dos picos e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem. Já a norma DIN define o parâmetro R_z como sendo, a média das cinco alturas máximas detectadas em cada comprimento de amostragem. Este parâmetro fornece a distribuição média da superfície vertical, sendo um parâmetro de fácil obtenção, especialmente em equipamentos que fornecem gráficos. Este parâmetro apresenta algumas vantagens sobre o parâmetro R_a , como a melhor capacidade de detectar valores extremos de picos e vales e melhor percepção da rugosidade real (MACHADO *et al.*, 2015).

É importante destacar que no procedimento de medição da rugosidade o comprimento de avaliação influencia diretamente na leitura obtida, sendo o ajuste feito em função da faixa de rugosidade em que se encontra a superfície a ser analisada (STOUT *et al.*, 1990). Observa-se na Tabela 3.2, o comprimento de amostragem e avaliação recomendado em função da rugosidade esperada.

Tabela 3.2 -Comprimento de amostragem e avaliação em função de R_a .

Faixa de R_a (μm)	Comprimento de amostragem l_e (mm)	Comprimento de avaliação l_n (mm)
Até 0,02	0,08	0,4
De 0,02 a 0,1	0,25	1,25
De 0,1 a 2	0,8	4
De 2 a 10	2,5	12,5
De 10 a 80	8	40

Fonte: ISO 4288 (1996).

Especificamente em relação ao fresamento helicoidal, inúmeros trabalhos utilizaram os parâmetros de rugosidade como a resposta de saída. Por exemplo, Morales *et al.* (2020) utilizaram um rugosímetro para medir as irregularidades da superfície de furos processados na liga de titânio UNS R56400. O desvio aritmético médio R_a foi analisado na superfície de cada furo em 0° e 180° e a média das duas medições foi calculada. O resultado foi analisado estatisticamente e a influência de cada parâmetro ou combinação entre eles sobre R_a foi estimada. Foi verificado que o sentido de rotação (fresamento discordante ou concordante) foi o parâmetro com maior influência seguido, em menor grau, pelo avanço por dente.

Modelos foram desenvolvidos por Rao; Ramesh (2020) para previsão da circularidade e rugosidade de furos obtidos por fresamento helicoidal em Inconel 718. Os autores realizaram uma investigação teórica sobre o efeito da amplitude e frequência da vibração da fresa. A metodologia proposta mediu as componentes de vibração da ferramenta nas direções X, Y e Z. Os experimentos de fresamento helicoidal foram conduzidos em diferentes níveis de rotação, velocidade de avanço e profundidade de usinagem usando fresas de metal duro com diâmetros de 10 mm e 8 mm. Durante os experimentos, os autores utilizaram um acelerômetro para medir a amplitude e frequência da vibração das fresas. Após a usinagem, a circularidade e a rugosidade R_a da peça foram medidas. Os efeitos dos parâmetros de fresamento helicoidal foram analisados sobre os resultados experimentais e os valores estimados pelo modelo indicaram uma concordância de 98,3 % para a circularidade e 90 % para a rugosidade.

4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo são descritas as etapas utilizadas para a realização dos experimentos de fresamento helicoidal, conforme o fluxograma apresentado na Figura 4.1. Todas as etapas foram conduzidas no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, com exceção do corte do blanque e do tratamento térmico dos corpos de prova.

Nas seções que se seguem serão descritos de forma sucinta os materiais, métodos e o planejamento experimental utilizados para a realização dos ensaios de fresamento helicoidal.

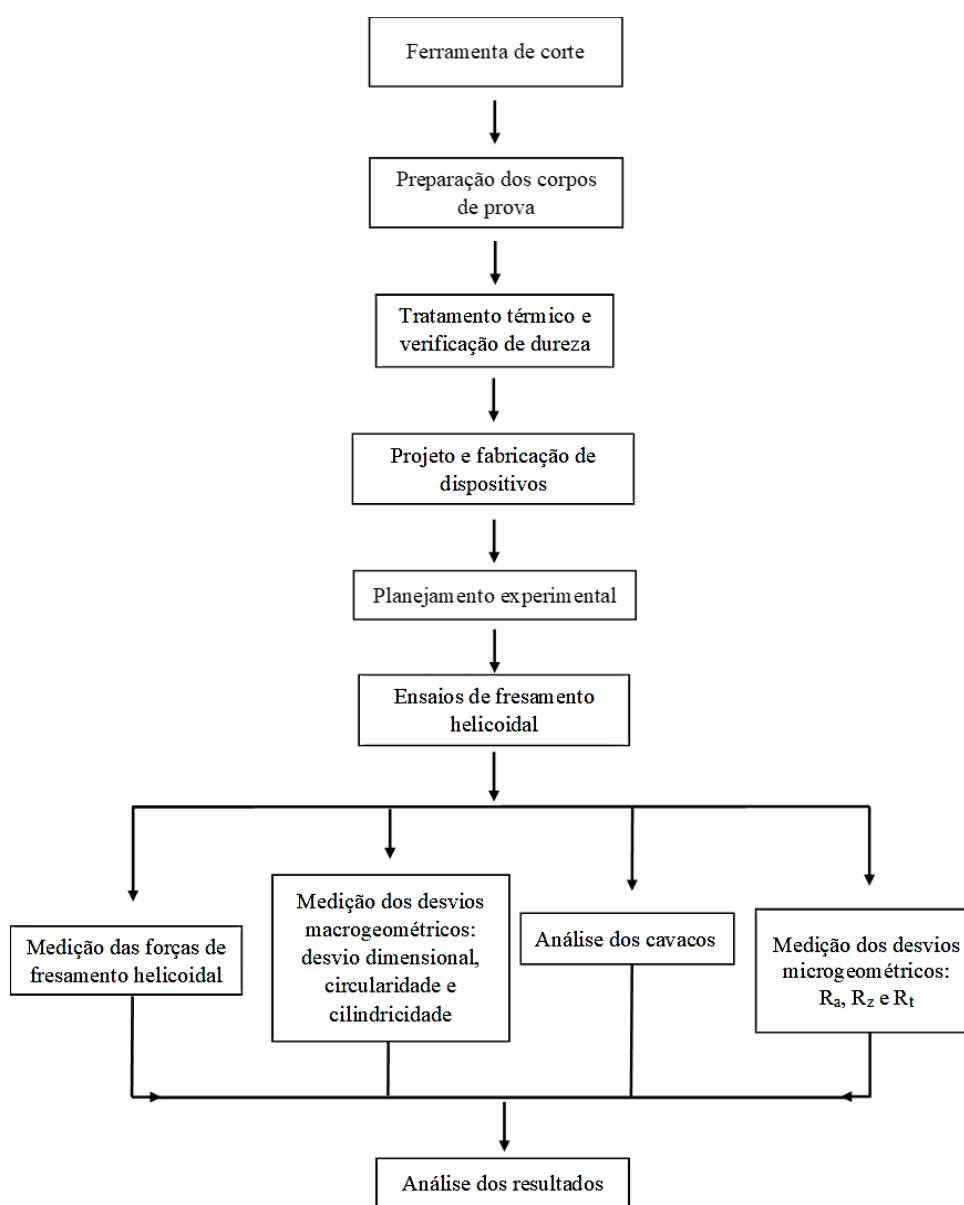


Figura 4.1- Etapas do estudo experimental (Autor, 2024).

4.1 Materiais e métodos

4.1.1 Ferramenta de corte

A ferramenta de corte escolhida para os testes de fresamento helicoidal no aço ABNT D2 endurecido foi uma fresa topo esférica intercambiável com haste cilíndrica Sandvik Coromant código R216-016A20-045. A fresa foi provida com dois insertos de metal duro Sandvik Coromant classe GC 1025 e geometria R216-16 03M-M (Figura 4.2) revestidos com TiCN + TiN depositados pela técnica PVD (classe ISO P10 / H15). O Anexo A apresenta as principais características do inserto utilizado. A fresa foi montada em um mandril porta-pinça MAS 403-BT 40 e, além disso, seguindo a recomendação de Pivetta (2005) para melhores resultados, a fresa teve seu comprimento em balanço reduzido de 200 mm para 120 mm.



Figura 4.2- Ferramenta de corte (Autor, 2024).

4.1.2 Preparação dos corpos de prova

Para confecção dos corpos de prova, foi utilizado um blanque de aço ABNT D2 com 115 x 210 x 255 mm. O aço ABNT D2 apresenta a composição específica (% em peso) conforme a Tabela 4.1. Estes aços são caracterizados por elevada temperabilidade e por atingirem alta dureza após o beneficiamento. Segundo Bellini (2005), os aços ferramentas grau D são amplamente utilizados na fabricação de matrizes de conformação a frio devido às excelentes características de desgaste e endurecimento profundo. Alguns exemplos incluem matrizes de corte, de furação, de estampagem, de extrusão a frio, de dobramento, para cunhagem, para corte a frio e a quente, buchas, alargadores, laminadores, moldes para cerâmicas, etc. O autor destaca que esse tipo de aço é utilizado sempre que se queira elevada resistência ao desgaste abrasivo e a compressão, e trabalhos que envolvam grandes lotes de peças e tolerâncias dimensionais apertadas.

Tabela 4.1 - Composição química do aço ANBT D2.

Elementos	C	Si	Cr	Mo	V
% em peso	1,5	0,3	12,0	1,0	0,9

Fonte: Villares Metals (2003).

O corte do blanque foi realizado em uma serra de fita Franho FM 1600 (Laboratório de Usinagem da Universidade Católica de Minas Gerais - PUC MINAS, campus Coração Eucarístico). Após o corte, os corpos de prova foram usinados em um centro de usinagem Romi Discovery 560 com potência de 9,0 kW, rotação máxima de 7500 rpm e equipado com comando numérico Siemens 810D. Essa máquina-ferramenta também foi utilizada durante os ensaios de fresamento helicoidal.

Os corpos de prova foram pré-usinados para atingir as dimensões de 111 mm x 156 mm x 20 mm, conforme mostrado Figura 4.3. O desenho do corpo de prova exibe oito furos com \varnothing 10 mm, sendo que os quatro furos localizados dentro do rebaixo de 100 mm de diâmetro são pré-furos para os ensaios de fresamento helicoidal e os outros quatro furos são para fixação do corpo de prova no dispositivo de fixação.

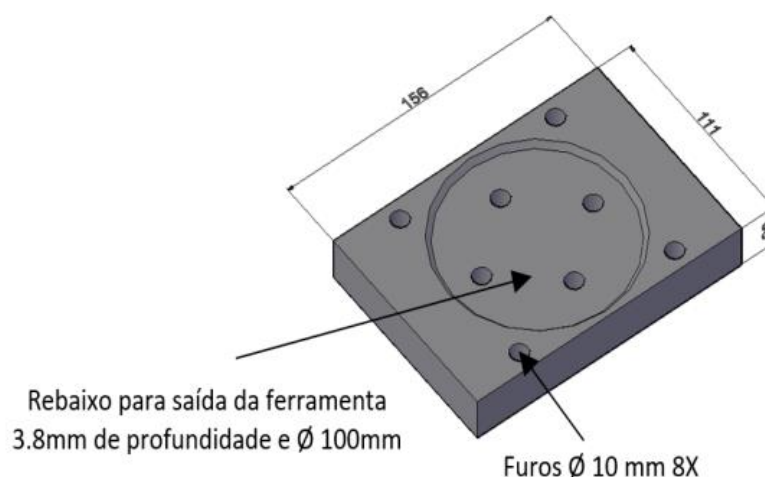


Figura 4.3- Desenho do corpo de prova (Autor, 2024).

4.1.3 Tratamento térmico e verificação de dureza

Para os ensaios de fresamento helicoidal, os corpos de prova passaram pelo tratamento térmico de têmpera e revenimento executado pela empresa Combustol Minas Tratamento Térmico LTDA (Contagem-MG). O processo de tratamento térmico foi crucial para conferir às

peças as propriedades desejadas. Posteriormente, a dureza dos corpos de prova foi medida utilizando o durômetro analógico Starrett 3814.

A medição de dureza foi realizada de acordo com o manual de instruções do fabricante e seguiu as diretrizes da norma ABNT NBR 6508-2 (1999) para o ensaio de dureza Rockwell. Conforme esta norma, o ensaio de dureza Rockwell envolve a utilização de um cone de diamante para indentar o material sob teste. Inicialmente, uma pré-carga de 98,07 N foi aplicada ao indentador e quando o equilíbrio foi alcançado, um dispositivo indicativo, que seguia os movimentos do indentador, foi ajustado para a posição zero. Em seguida, com a pré-carga ainda aplicada, uma segunda carga de 1471 N foi introduzida. Quando o equilíbrio foi restabelecido, a carga foi removida, mantendo-se a pré-carga constante. Após a realização de cinco medições, obteve-se um valor médio de dureza de 56 HRC (± 1 HRC).

4.1.4 Projeto e fabricação de dispositivos

O dispositivo de fixação dos corpos de prova (Figura 4.4) foi produzido em um torno convencional VB FI-710GSML, juntamente com o centro de usinagem. Este componente foi fabricado em aço baixa liga ABNT 4340 recozido (dureza média de 160 HV). O dispositivo foi projetado e fabricado com o objetivo de fixar os corpos de prova no dinamômetro e proteger o dinamômetro, pois todos os furos executados por fresamento helicoidal ultrapassaram o comprimento total dos corpos de prova.

A fim de analisar os cavacos produzidos durante os testes de fresamento helicoidal, foi necessário desenvolver um sistema para coletá-los, uma vez que ar comprimido foi utilizado como fluido de corte. Desta forma, um sistema foi criado utilizando uma chapa de aço galvanizado com espessura de 5 mm, ímãs e uma bacia de material polimérico. Conforme será detalhado na seção 4.3, a chapa foi dobrada e fixada com rebites e os ímãs foram distribuídos ao longo de sua extensão. Por fim, a bacia foi perfurada e seu interior revestido com manta asfáltica aluminizada.

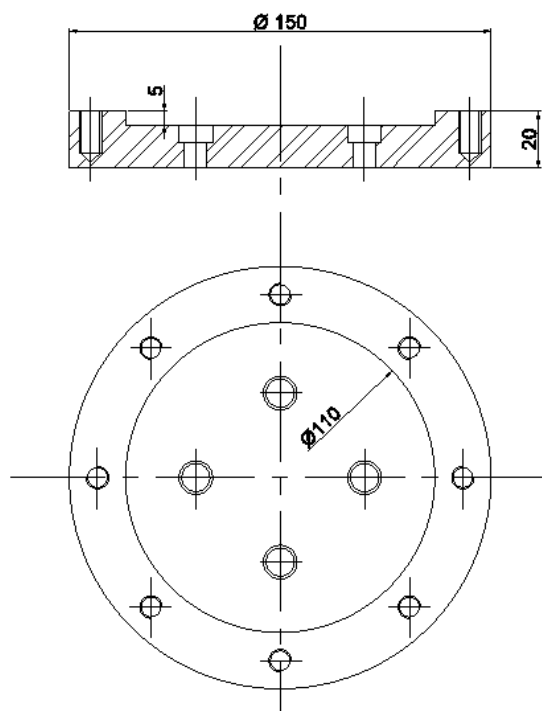


Figura 4.4- Dispositivo de fixação dos corpos de prova (Autor, 2024).

4.2 Planejamento experimental

O planejamento experimental representa um conjunto de ensaios estabelecido com critérios científicos e estatísticos com o objetivo de determinar a influência de diversas variáveis nos resultados de um dado sistema ou processo (BUTTON, 2016). Segundo Lima *et al.* (2011), o planejamento de experimentos é a metodologia mais adequada para estudar os vários fatores de um processo e a complexidade de suas interações, de forma a aumentar a probabilidade de solucionar problemas, através de análises estatísticas.

Para Pereira (2019), os planejamentos experimentais baseados em princípios estatísticos podem extrair do sistema em estudo o máximo de informação útil, fazendo um número mínimo de experimentos. Neste sentido, Pimenta *et al.* (2017) explicam que o método experimental de Taguchi requer menor esforço de amostragem, diminuindo o custo com ensaios e sem grande prejuízo às conclusões obtidas. Os autores destacam ainda que o método possibilita determinar a melhor combinação de fatores, efeitos e interações que influenciam no comportamento da variável-resposta de determinado processo.

Com intuito de reduzir o número de experimentos e avaliar o efeito de parâmetros importantes da operação de fresamento helicoidal, o método experimental de Taguchi foi utilizado na metodologia deste trabalho. Conforme Pereira (2019), o método desenvolvido pelo

engenheiro Genichi Taguchi tem como objetivo principal garantir a robustez do processo, de modo a reduzir as perdas por meio da otimização de parâmetros.

Na aplicação do método Taguchi são utilizadas as matrizes experimentais, genericamente designados por L_n , onde “ n ” representa o número de experimentos a realizar. As matrizes experimentais ou arranjos ortogonais (AO) mais usuais são as L4, L8, L9, L12, L16, L18, L27 e L32 para fatores de dois e três níveis (PIMENTA *et al.*, 2017).

Basicamente, o desenvolvimento de experimentos pelo método de Taguchi segue os seguintes passos (PEREIRA, 2019):

- a) determinar os fatores de controle;
- b) determinar os níveis para cada fator de controle e selecionar o arranjo ortogonal (AO) apropriado;
- c) atribuir os fatores de controle à matriz ortogonal selecionada e conduzir os experimentos.
- d) analisar os dados, determinar os níveis dos fatores que minimizam os ruídos e a contribuição de cada fator (ANOVA).

Seguindo a metodologia Taguchi, foram selecionados a velocidade de corte (v_c), a profundidade de usinagem (a_p), o avanço por dente (f_z), a excentricidade helicoidal (e) e o sentido de corte (discordante/concordante) como fatores de controle para se avaliar o tempo de corte experimental, forças de fresamento helicoidal, desvio diametral do furo, circularidade, cilindricidade e rugosidade. A Tabela 4.2 apresenta os fatores e respectivos níveis, determinados com base no catálogo do fabricante da ferramenta de corte selecionada e na literatura (IYER *et al.*, 2007; PIVETTA, 2005; SANDVIK, 2020).

Tabela 4.2 -Fatores de controle e seus níveis.

Fatores	Níveis	
	1	2
velocidade de corte (m/min)	30	40
profundidade de usinagem (mm)	0,25	0,38
avanço por dente (mm/dente)	0,08	0,12
excentricidade helicoidal (mm)	2	5
sentido de corte	discordante	concordante

Fonte: Autor (2024).

O segundo passo foi a escolha do arranjo ortogonal (AO) apropriado para os fatores de controle selecionados. Assim, com auxílio do *software* Minitab versão 18.1, o arranjo ortogonal L8 foi escolhido de modo a analisar os efeitos dos fatores selecionados. Os ensaios de

fresamento helicoidal foram conduzidos aleatoriamente conforme o arranjo experimental visto na Tabela 4.3. Os ensaios foram repetidos duas vezes, totalizando 16 ensaios.

Tabela 4.3 -Arranjo experimental.

Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	30	0,25	0,08	2	discordante
2	30	0,25	0,08	5	concordante
3	30	0,38	0,12	2	discordante
4	30	0,38	0,12	5	concordante
5	40	0,25	0,12	2	concordante
6	40	0,25	0,12	5	discordante
7	40	0,38	0,08	2	concordante
8	40	0,38	0,08	5	discordante

Fonte: Autor (2024).

Deve-se afirmar que se todas as condições experimentais fossem consideradas, 32 ensaios teriam sido necessários. Assim, pelo uso do método Taguchi estruturado em uma matriz L8, foi possível reduzir em 75 % o esforço experimental. No entanto, esta redução no número de ensaios não ocorre sem custos. Segundo Pimenta *et al.* (2017), há prejuízo para a análise estatística, pois isso pode confundir os efeitos dos fatores com as interações.

4.3 Ensaios de fresamento helicoidal

Os ensaios de fresamento helicoidal foram realizados de acordo com a montagem experimental apresentada na Figura 4.5. Os equipamentos de medição das forças de fresamento helicoidal foram posicionados nas áreas (I), (II), (III) e (IX). De acordo com Wang *et al.* (2021), o estado de corte no fresamento helicoidal com fresas de topo esféricas é influenciado pelo ângulo de posição axial. As arestas de corte esféricas entram e saem gradualmente do processo de corte, resultando em um aumento gradual das forças de corte. Portanto, as forças foram medidas quando as arestas de corte estavam totalmente engajadas no processo. Para minimizar o desgaste das arestas de corte, elas foram trocadas após cada ensaio. Ar comprimido a uma pressão de 5 bar foi direcionado conforme a posição (IV). A fresa de topo esférica montada no mandril porta-pinça é visível na posição (V). Os cavacos foram coletados utilizando a bacia e a chapa de aço com ímãs envolta em papel alumínio nas posições (VI) e (VII). O corpo de prova foi fixado no dispositivo e no dinamômetro, visível na posição (VIII). Durante a montagem

experimental, o dinamômetro e o dispositivo de fixação foram firmemente fixados à mesa do centro de usinagem utilizando parafusos, calços e grampos. Além disso, a superfície superior do dispositivo de fixação foi fresada para garantir sua planeza e minimizar a influência da montagem.

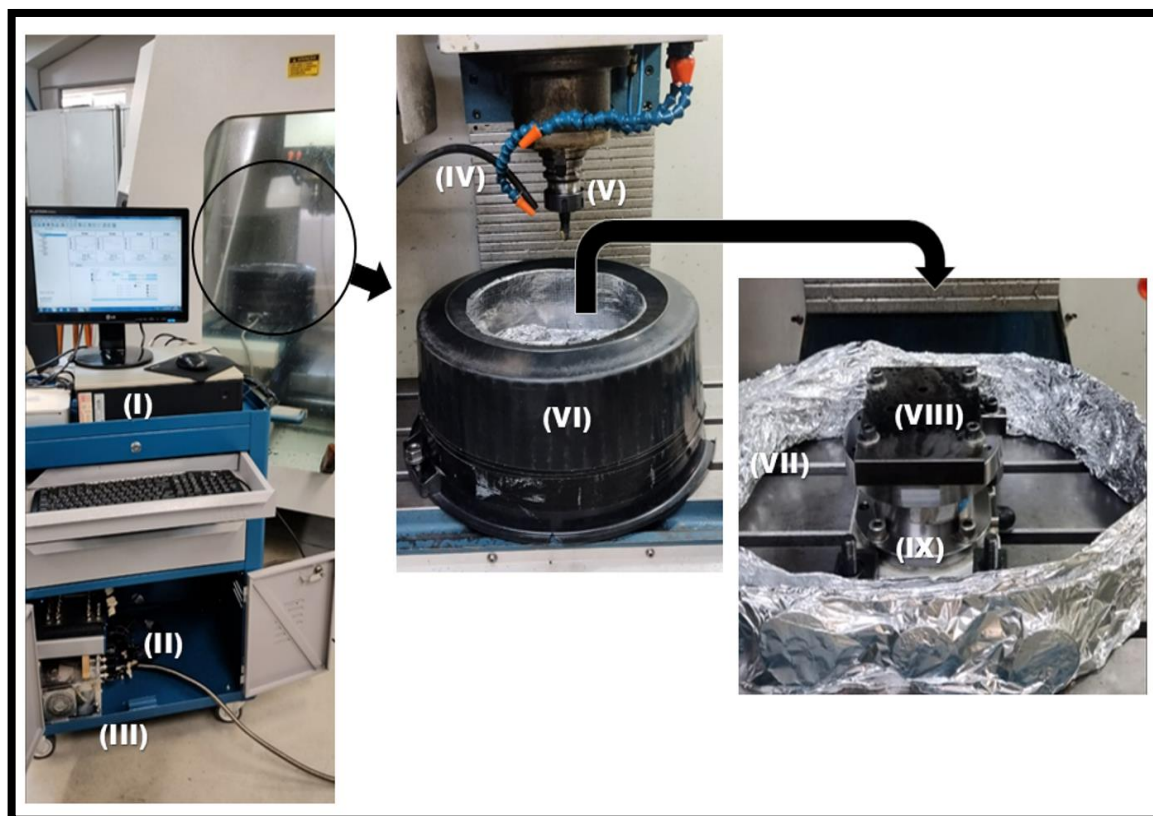


Figura 4.5- Montagem experimental: (I) computador, (II) placa de aquisição, (III) amplificador, (IV) ar comprimido, (V) ferramenta de corte no porta-pinça, (VI) bacia de material polimérico, (VII) chapa com ímãs e papel alumínio, (VIII) amostra e dispositivo de fixação (IX) dinamômetro (Autor, 2024).

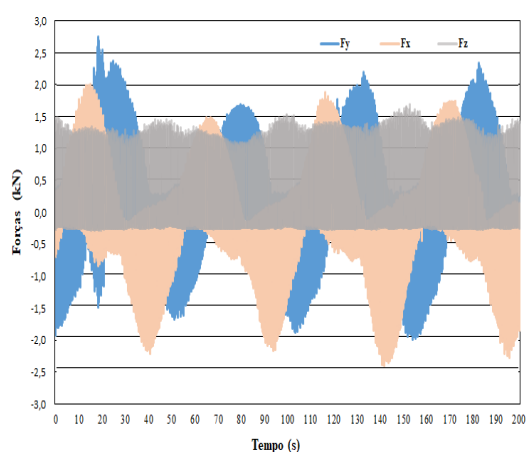
Foram executados furos com profundidade de 16,2 mm e diâmetros de 20 mm e 26 mm utilizando o ciclo de interpolação helicoidal TURN do comando SIEMENS 810D, conforme o Manual de Programação e Operação Romi (2005).

Para a elaboração dos programas NC, foram utilizados as Equações 3.1, 3.4, 3.8, e 3.11, além do arranjo experimental apresentado na Tabela 4.3 e o *software* AUTOCAD 2019. Todos os programas NC referentes aos furos estão disponíveis no Apêndice A, juntamente com informações sobre o diâmetro do furo interpolado (D_b), diâmetro da fresa (D_t), rotação da ferramenta (n), velocidade de avanço tangencial da fresa (v_{ft}), profundidade de usinagem (a_p) e comprimento do furo (L_f), que foi o mesmo para todos os furos. Além disso, no Apêndice A é

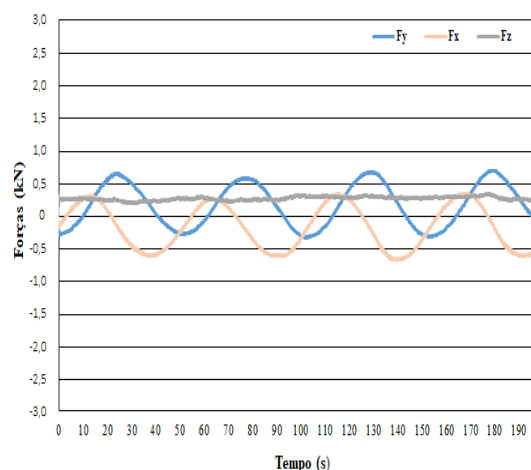
destacado nos programa NC o comando D1, no qual foi considerado o raio de 7,8 mm para o diâmetro da fresa.

Durante os testes, o dinamômetro piezelétrico Kistler modelo 9272 foi utilizado para medição das forças. Um amplificador multicanal Kistler 5073A foi conectado ao dinamômetro e para a aquisição de dados, foi utilizada a placa National Instruments USB-6366 conectada ao amplificador e ao computador.

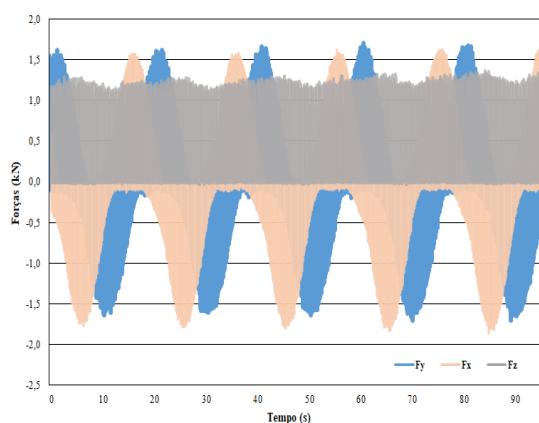
Para superar as limitações de armazenamento e a alta carga de processamento dos dados de corte, as medições das forças de corte foram realizadas a cada 1 mm de avanço axial em cada ensaio, quando as arestas de corte estavam totalmente engajadas no furo. Para ilustrar o comportamento das forças durante o fresamento helicoidal, a Figura 4.6 foi desenvolvida.



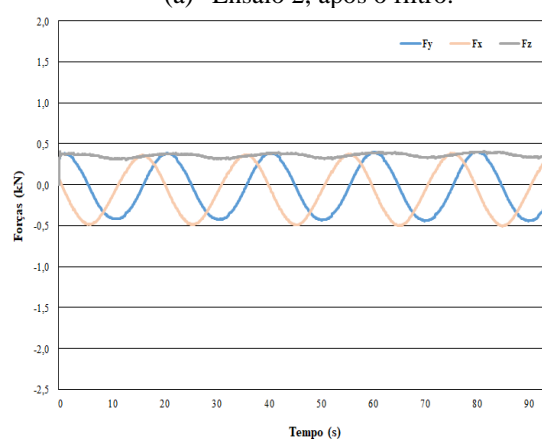
(a) Ensaio 2, antes do filtro.



(a) Ensaio 2, após o filtro.



(b) Ensaio 5 antes do filtro



(b) Ensaio 5 após o filtro

Figura 4.6- Comportamento das forças de fresamento helicoidal: (a) ensaio 2 ($v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte concordante) e (b) ensaio 5 ($v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte concordante) (Autor, 2024).

Os dados capturados durante os ensaios 2 e 5 (Tabela 4.3) são apresentados nas Figura 4.6(a) e 4.6(b) após passaram por filtragem com o *software* NI Signal Express. A geração dos gráficos foi feita no aplicativo Excel 2013. Antes da aplicação do filtro, as medições de força foram realizadas a uma taxa de aquisição de 500 Hz, com 1001 blocos de segunda ordem. Após a filtragem, foi aplicado um filtro Butterworth passa-baixa de quarta ordem com frequência de 4 Hz e um bloco.

Observa-se que as curvas correspondentes às forças F_y e F_x exibem um comportamento caracterizado por oscilações, enquanto a componente F_z demonstra um padrão mais contínuo, em conformidade com a literatura. Cada pico de oscilação nas curvas de F_y ou F_x reflete uma volta completa da aresta no furo durante o processo de fresamento helicoidal. Observa-se que cada ensaio apresenta aproximadamente 4 picos visto que a distância percorrida foi de cerca de 1 mm para cada ensaio, com uma profundidade de usinagem (a_p) de 0,25 mm. Além disso, no Ensaio 2, Figura 4.6(a), nota-se um aumento no intervalo entre os picos. Os cálculos para a velocidade angular da fresa (ω), conforme a Equação 3.19, e para a velocidade angular (ω_0), conforme a Equação 3.20, revelaram que o Ensaio 2 apresentou menores frequências (Hz) em comparação com o Ensaio 5, Figura 4.6(b). Isso se deve ao fato de o Ensaio 2 ter sido realizado com uma menor velocidade de corte ($v_c = 30$ m/min) e uma maior excentricidade helicoidal ($e = 5$ mm), resultando em um aumento no intervalo entre os picos devido às menores frequências e à maior distância percorrida (maior diâmetro do furo 26 mm).

Em relação a potência total da operação de fresamento helicoidal que é representada pelo somatório da potência de corte mais a potência ociosa e a potência de avanço. Uma vez que a potência ociosa não pode ser monitorada e a potência devido ao movimento de avanço da ferramenta é considerada insignificante no contexto do fresamento helicoidal, a potência de corte foi estimada em relação às magnitudes das componentes F_z e F_r da força de fresamento helicoidal, bem como a velocidade de corte (v_c), utilizando a Equação 4.1 (DESHPANDE *et al.*, 2023).

$$P_c = \sum \frac{1}{60} (Fv_c) \quad 4.1$$

Já às medições do desvio dimensional do diâmetro e desvios de forma (circularidade e cilindridade) dos furos, estas foram efetuadas na máquina de medição por coordenadas Tesa Micro-Hite 3D de operação manual. Este equipamento possui três eixos deslizantes sobre guias pneumáticas com resolução de 1 μ m, base em granito de 460 x 510 mm e altura de medição de

420 mm a partir desta base. O catálogo do fabricante (TESA, 2004) informa que a repetibilidade e exatidão da medição são 3 μm . Assim, as medições dos desvios diametral e de circularidade foram realizadas em oito pontos, enquanto os desvios de cilindricidade foram avaliados em dez pontos. É relevante ressaltar que as medições dos desvios diametrais e de circularidade foram tomadas em dois planos com um espaçamento de 11 mm, considerando a altura de 16,2 mm, seguindo uma abordagem apoiada por estudo anterior (PEREIRA *et al.*, 2017b), que identificou diferenças entre a entrada e saída do furo.

Já para medir a rugosidade das superfícies dos furos, foi utilizado um rugosímetro portátil Taylor Hobson Surtronic 25. O comprimento de amostragem adotado foi de 2,5 mm, conforme detalhado na Tabela 3.2. Para cada configuração, foram efetuadas duas medições na superfície do furo em ângulos de 0° e 180°, totalizando quatro medições por parâmetro.

Para avaliar a influência dos parâmetros de fresamento helicoidal sobre as formas dos cavacos e entender a relação morfológica dos cavacos com a potencia de corte e rugosidade, imagens foram geradas pela lupa Olympus CX31 equipada com fonte de luz externa TH4-100 e câmera LC30 do mesmo fabricante. Posteriormente, o processamento das imagens e a aquisição dos dados será feito utilizando o *software* ImageJ. Por fim, para quantificar as características morfológicas dos cavacos foi utilizado o parâmetro conhecido como grau serrilhado (G_s), conforme Paulo (2008). Esse parâmetro quantifica o grau de deformação dos cavacos serrilhados e pode ser definido pela Equação 4.2. Onde H_1 e H_2 representam as espessuras máxima e mínima do cavaco.

$$G_s = \frac{(H_1 - H_2)}{H_1} \quad 4.2$$

Outro parâmetro utilizado é a frequência do serrilhado (ou comprimento de corte unitário), destacado por Fan *et al.* (2022). Para calcular a frequência do serrilhado (f) com base no comprimento de corte da unidade, seleciona-se o número de dentes serrilhados dentro desse comprimento. A fórmula para a frequência serrilhada é apresentada na Equação 4.3. Onde L representa o comprimento do cavaco serrilhado selecionado e n é o número de dentes serrilhados neste comprimento.

$$f = \frac{n * 10^3}{L} \quad 4.3$$

5 RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados da pesquisa sobre fresamento helicoidal e no Apêndice B estão disponíveis as médias das respostas dos oito ensaios com uma réplica para cada ensaio.

É fundamental atender às hipóteses de normalidade, como destacado por Button (2004), para garantir uma análise objetiva. Conforme Pereira (2017), a utilização de métodos estatísticos, como a ANOVA, requer que as respostas cumpram as premissas de normalidade. Os gráficos dos testes de normalidade de Anderson-Darling aplicados às variáveis resposta estão disponíveis no Apêndice C e indicam que os dados atendem à suposição de normalidade, com valor-p superior a 0,05. Por fim, com a avaliação e discussão dos resultados, espera-se compreender como cada parâmetro afeta a operação de fresamento helicoidal e as características dos furos obtidos no aço ABNT D2 com 56 HRC.

5.1 Tempo de corte experimental

A Tabela 5.1 apresenta a configuração experimental de cada ensaio e o resultado dos tempos médios de corte experimental a partir de duas amostras, juntamente com os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi, calculados com a abordagem menor é melhor.

Tabela 5.1- Valores médios do tempo de corte experimentais (T_{ce}) e a razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio.

Ensaio	Parâmetros					Resultados	
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	(T_{ce}) (h:min:s)	S/N (dB)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	1:08:09	-1,11
2	30	0,25	0,08	5	concordante	1:28:32	-3,38
3	30	0,38	0,12	2	discordante	0:29:53	6,05
4	30	0,38	0,12	5	concordante	0:38:51	3,77
5	40	0,25	0,12	2	concordante	0:33:53	4,96
6	40	0,25	0,12	5	discordante	0:44:01	2,69
7	40	0,38	0,08	2	concordante	0:33:39	5,02
8	40	0,38	0,08	5	discordante	0:43:44	2,75

Fonte: Autor (2024).

Conforme a Tabela 5.1, o Ensaio 3 apresentou tempo de corte experimental mais curto e registrou o maior valor da razão sinal-ruído (S/N), 6,05 dB. Essa configuração corresponde a $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante.

A Figura 5.1 apresenta os resultados da análise estatística para o tempo de corte experimental. A tabela da Figura 5.1(a) exhibe os valores da razão sinal-ruído por nível de cada parâmetro, enquanto a tabela da Figura 5.1(b) mostra as médias de resposta por nível de cada parâmetro. Além disso, a análise de variância (ANOVA) é apresentada na tabela da Figura 5.1(c), com um nível de confiança de 95 %. Por fim, na Figura 5.1(d), estão os gráficos de efeitos correspondentes aos parâmetros que demonstraram influência estatística.

- (a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor. (b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

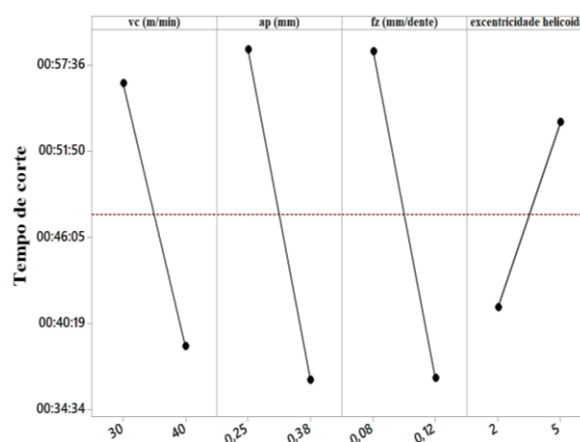
Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	1,3360	0,7921	0,8215	3,7334	2,5966
2	3,8564	4,4004	4,3709	1,4590	2,5959
Delta	2,5204	3,6083	3,5494	2,2744	0,0007
Posto	3	1	2	4	5

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	00:56:21	00:58:39	00:58:31	00:41:24	00:46:27
2	00:38:49	00:36:32	00:36:40	00:53:47	00:48:44
Delta	0,2923	0,3686	0,3643	0,2064	0,0380
Posto	3	1	2	4	5

- (c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (A _j)	QM (A _j)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	0,000297	0,000297	37,86	0,025
a_p (mm)	1	0,000472	0,000472	60,23	0,016
f_z (mm/dente)	1	0,000461	0,000461	58,81	0,017
e (mm)	1	0,000148	0,000148	18,89	0,049
Sentido de Corte	1	0,000005	0,000005	0,64	0,507
Erro	2	0,000016	0,000008		
Total	7	0,001398			

- (d) Gráficos de efeitos principais.



Na análise das Figuras 5.1(a) e 5.1(b), observa-se que a profundidade de usinagem (a_p) teve o maior efeito na resposta e, conseqüentemente, influenciou a média das respostas. Em seguida, seguiram-se o avanço por dente (f_z), a velocidade de corte (v_c), a excentricidade helicoidal (e) e, por fim, o sentido de corte, classificados, respectivamente, nos Postos 1, 2, 3, 4 e 5.

A tabela da Figura 5.2(c) indica que a velocidade de corte (v_c), a profundidade de usinagem (a_p), o avanço por dente (f_z) e a excentricidade helicoidal (e) tiveram influência estatisticamente significativa no tempo de corte experimental, com Valores-P menor que 0,05.

No entanto, o sentido de corte não mostrou influência estatística. Os gráficos de efeitos principais, Figura 5.1(d), indicam que o aumento dos níveis de velocidade de corte (v_c), profundidade de usinagem (a_p) e do avanço por dente (f_z) resultaram em uma redução no tempo de corte experimental, assim como a diminuição nos níveis de excentricidade helicoidal (e).

Para determinar qual a porcentagem de contribuição individual de cada parâmetro sobre as variáveis respostas, foi utilizado os valores SQ (soma dos quadrados) da tabela da (ANOVA) e a Equação 5.1:

$$\text{Contribuição \%} = \frac{\text{soma dos desvios quadrados}}{\text{soma total dos desvios quadrados}} \quad 5.1$$

Assim, para os resultados do tempo de corte experimental, observa-se que a maior e mais expressiva contribuição foi da profundidade de usinagem com 33,76 %, seguida pelo avanço por dente com 32,98 %. A velocidade de corte contribuiu com 21,24 %, a excentricidade helicoidal com 10,59 % e, por fim, o sentido de corte com apenas 0,36 %.

Com base nesses resultados, é possível identificar a configuração que minimiza o tempo de corte experimental, a qual inclui os seguintes parâmetros: $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante. Os fenômenos responsáveis pela influência dos fatores sobre cada resposta serão discutidos no Capítulo 6.

5.2 Forças de fresamento helicoidal

As forças de fresamento helicoidal, que incluem a força axial (F_z) e a força resultante (F_r), calculada com base nas componentes F_x e F_y , conforme a Equação 3.22 estão representadas graficamente na Figura 5.2. No Apêndice B é possível observar as médias das respostas para F_x e F_y de cada ensaio. Além disso, a potência a potência de corte foi estimada, utilizando a Equação 4.1. Os resultados desses cálculos também estão representados graficamente na Figura 5.2.

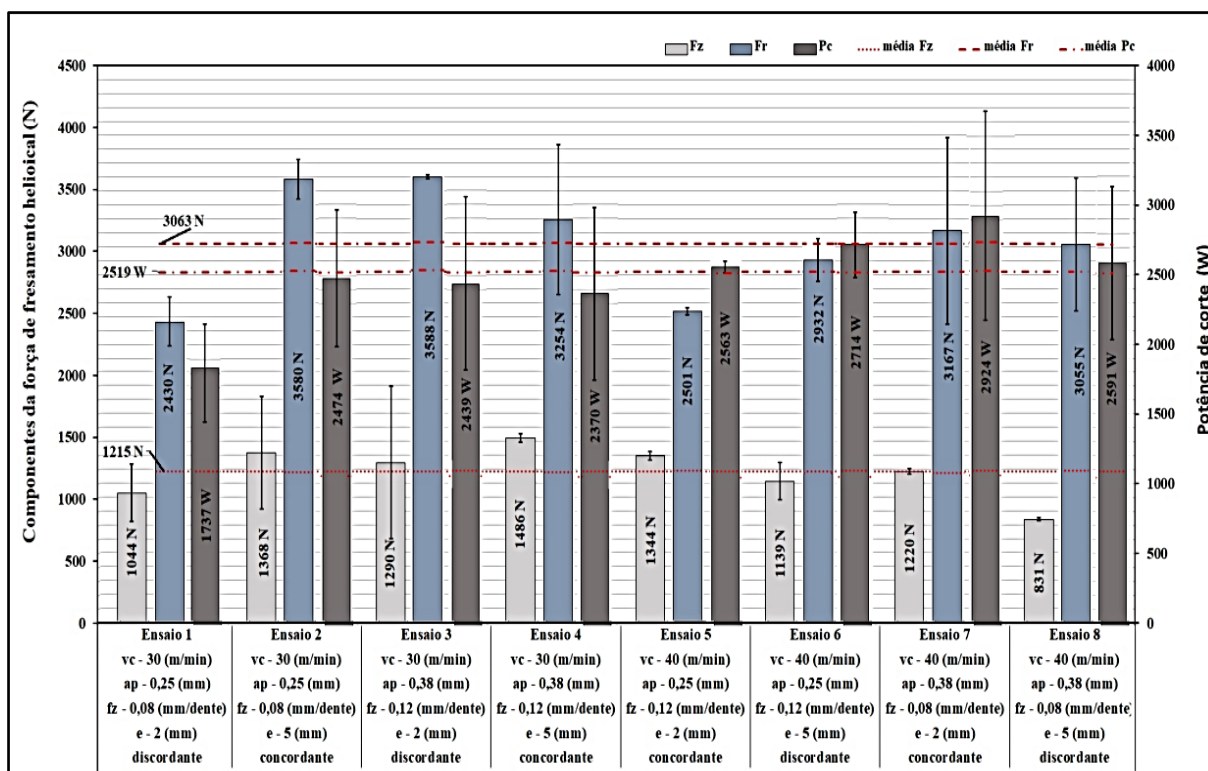


Figura 5.2- Magnitudes das componentes da força de fresamento helicoidal e potência de corte estimada (Autor, 2024).

A Tabela 5.2 apresenta a configuração experimental de cada ensaio e os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi para F_z e F_r , calculados com a abordagem, menor é melhor.

Tabela 5.2- Valores da razão sinal ruído (S/N) para F_z e F_r .

Ensaio	Parâmetros					Resultados	
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	F_z S/N (dB)	F_r S/N (dB)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	-60,38	-67,71
2	30	0,25	0,08	5	concordante	-62,72	-71,08
3	30	0,38	0,12	2	discordante	-62,21	-71,10
4	30	0,38	0,12	5	concordante	-63,44	-70,25
5	40	0,25	0,12	2	concordante	-62,56	-67,96
6	40	0,25	0,12	5	discordante	-61,13	-69,34
7	40	0,38	0,08	2	concordante	-61,72	-70,01
8	40	0,38	0,08	5	discordante	-58,39	-69,70

Fonte: Autor (2024).

Com base nos dados apresentados na Figura 5.2 e na Tabela 5.2, o Ensaio 8, realizado com $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte discordante

exibiu a menor magnitude da força axial ($F_z = 831$ N), com ($P_c = 2591$ W) e o maior valor de sinal-ruído ($S/N = -58,39$ dB), indicando eficácia na redução da força axial. Por outro lado, o Ensaio 1, conduzido com $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante, apresentou a menor força resultante ($F_r = 2430$ N). Além disso, a potência de corte mais baixa (1737 W) e os maiores valores na razão sinal-ruído para F_r , ($S/N = -67,71$ dB) e P_c , ($S/N = -64,80$ dB), sugerem uma redução da componente F_r e um menor consumo de energia. Por fim, é relevante mencionar o Ensaio 7, realizado com $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte concordante, que apresentou a maior potência de corte, (2924 W).

Na Figura 5.3 são apresentados os resultados estatísticos para a força axial (F_z). A tabela da Figura 5.3(a) exhibe os valores da razão sinal-ruído por nível de cada parâmetro, enquanto a Figura 5.3(b) mostra os valores médios de resposta da força axial por nível de cada parâmetro. Além disso, a análise de variância com um nível de confiança de 95 % é apresentada na Figura 5.3(c). Por fim, a Figura 5.3(d) exhibe o gráfico de efeito principal correspondente ao parâmetro que apresentou significância estatística. Pela análise das Figuras 5.3(a) e 5.3(b), o fator que teve o maior efeito na resposta e, conseqüentemente, influenciou a média das respostas foi o sentido de corte. A análise de variância, Figura 5.3(c), aponta que somente o sentido de corte exerceu uma influência significativa na componente F_z , contribuindo com 51,38 %. Enquanto o gráfico de efeito principal, ilustra que a utilização do sentido de corte discordante reduziu a componente de força axial. Com base nesses resultados, a configuração que minimiza a força axial (F_z), inclui os seguintes parâmetros: $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte discordante.

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	-62,19	-61,70	-60,80	-61,72	-60,53
2	-60,95	-61,44	-62,34	-61,42	-62,61
Delta	1,23	0,26	1,53	0,30	2,09
Posto	3	5	2	4	1

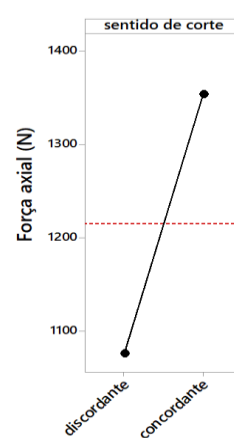
(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	1297	1224	1116	1224	1076
2	1133	1207	1315	1206	1354
Delta	164	17	199	18	278
Posto	3	5	2	4	1

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	53566	53566	8,57	0,100
a_p (mm)	1	586	586	0,09	0,789
f_z (mm/dente)	1	79197	79197	12,66	0,071
e (mm)	1	678	678	0,11	0,773
sentido de corte	1	154835	154835	24,76	0,038
Erro	2	12508	6254		
Total	7	301370			

(d) Gráfico de efeito principal.

Figura 5.3- Resultados estatísticos para a força axial (F_z) (Autor, 2024).

Já a análise estatística para a força resultante (F_r) é apresentada na Figura 5.4, com a Figura 5.4(a) exibindo os valores da razão sinal-ruído por nível de cada parâmetro. A Figura 5.4(b) apresenta os valores médios de resposta da força resultante (F_r) por nível de cada parâmetro, enquanto na Figura 5.4(c) é mostrada a tabela da análise de variância para um nível de confiança de 95 % onde nota-se que nenhum fator foi estatisticamente significativo dentro da faixa analisada. A análise das Figuras 5.4(a) e 5.4(b) revela que o parâmetro com maior efeito sobre a resposta, influenciando a média das respostas de força resultante (F_r) é a profundidade de usinagem (a_p). Contudo, a ANOVA não identificou nenhum fator que tenha apresentado influência estatística na resposta da força resultante (F_r). Com base nesses resultados, a configuração que minimiza a força resultante (F_r), inclui os seguintes parâmetros: $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante.

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	-70,03	-69,02	-69,63	-69,20	-69,46
2	-69,25	-70,26	-69,66	-70,09	-69,83
Delta	0,78	1,24	0,04	0,90	0,36
Posto	3	1	5	2	4

(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	3213	2861	3058	2921	3001
2	2914	3266	3069	3205	3126
Delta	299	405	10	284	124
Posto	2	1	5	3	4

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	179231	179231	0,57	0,528
a_p (mm)	1	328360	328360	1,05	0,413
f_z (mm/dente)	1	214	214	0,00	0,981
e (mm)	1	161165	161165	0,52	0,547
sentido de corte	1	30944	30944	0,10	0,783
Erro	2	624047	312024		
Total	7	1323961			

Figura 5.4- Resultados estatísticos para a força resultante (F_r) (Autor, 2024).

5.3 Desvios dimensionais e geométricos

Para visualizar os desvios diametrais com base nos valores dos diâmetros médios, foi elaborado o gráfico apresentado na Figura 5.5. Além disso, a Tabela 5.3 detalha a configuração dos oito ensaios e os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de acordo com a abordagem menor é melhor de Taguchi.

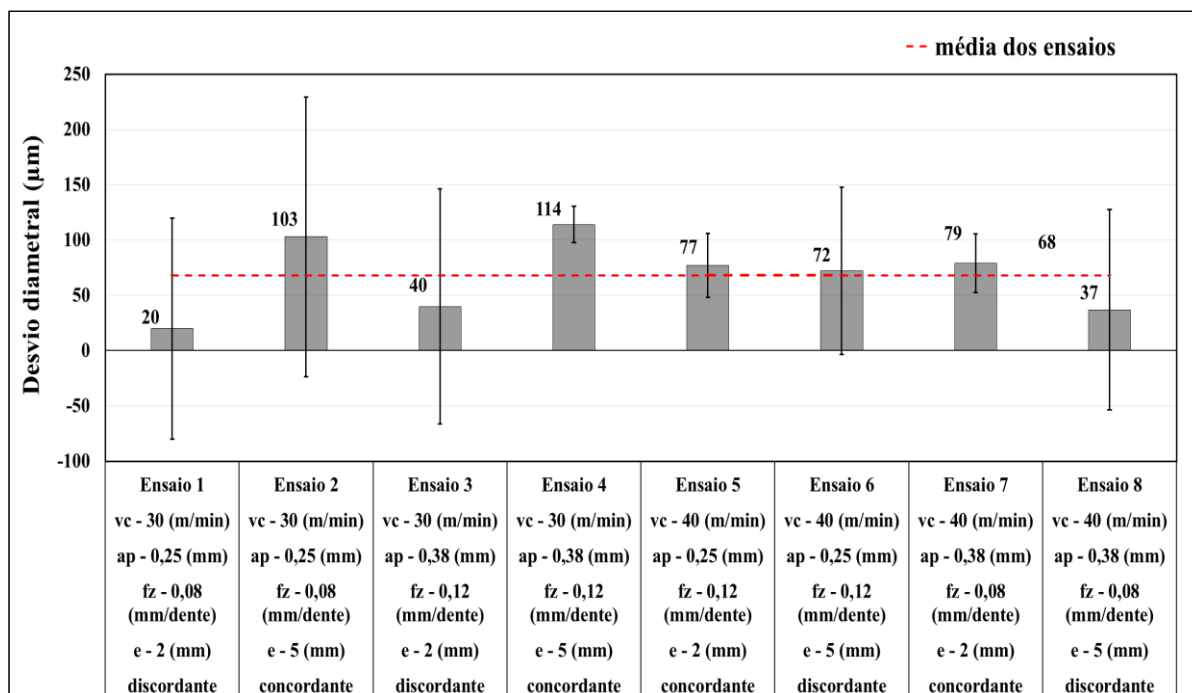


Figura 5.5- Desvios diametraes no fresamento helicoidal (Autor, 2024).

Tabela 5.3- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para o desvio diametral.

Ensaio	Parâmetros					Resultado
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	Desvio diametral S/N (dB)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	33,98
2	30	0,25	0,08	5	concordante	19,74
3	30	0,38	0,12	2	discordante	27,96
4	30	0,38	0,12	5	concordante	18,86
5	40	0,25	0,12	2	concordante	22,27
6	40	0,25	0,12	5	discordante	22,85
7	40	0,38	0,08	2	concordante	22,05
8	40	0,38	0,08	5	discordante	28,64

Fonte: Autor (2024).

A partir dos dados apresentados na Figura 5.5 e na Tabela 5.3, pode-se observar que o Ensaio 1, conduzido com $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante, registrou o menor desvio diametral (apenas 20 μ m, \varnothing nominal = 20,02 mm), correspondendo à tolerância dimensional da qualidade IT7 e obteve o maior valor de (S/N = 33,98 dB). Em contrapartida, o Ensaio 4, conduzido com $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte concordante, apresentou o maior desvio diametral, (114 μ m, \varnothing nominal = 26,114 mm) e o menor valor de (S/N = 18,86 dB),

correspondendo à tolerância dimensional da qualidade IT11. Além disso, a análise dos dados revelou que menores desvios diametrais foram obtidos para o sentido de corte discordante, também responsável pela redução das forças de fresamento helicoidal.

Os resultados estatísticos referente ao desvio diametral estão na Figura 5.6. Na tabela da Figura 5.6(a) encontram-se os valores da razão sinal-ruído por nível de cada parâmetro, calculados pela abordagem menor é melhor. Os valores médios de resposta por nível de cada parâmetro estão representados na Figura 5.6(b). Além disso, na Figura 5.6(c) é apresentada a análise de variância com um nível de confiança de 95 %. Por fim, na Figura 5.6(d) é apresentado o gráfico de efeito correspondente ao parâmetro que demonstrou influência estatística (sentido de corte).

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	25,14	24,71	26,10	26,56	28,36
2	23,95	24,38	22,99	22,52	20,73
Delta	1,18	0,34	3,12	4,04	7,63
Posto	4	5	3	2	1

(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	0,06925	0,06800	0,05975	0,05400	0,04225
2	0,06625	0,06750	0,07575	0,08150	0,09325
Delta	0,00300	0,00050	0,01600	0,02750	0,05100
Posto	4	5	3	2	1

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	0,000018	0,000018	0,10	0,783
a_p (mm)	1	0,000000	0,000000	0,00	0,963
f_z (mm/dente)	1	0,000512	0,000512	2,82	0,235
e (mm)	1	0,001513	0,001513	8,34	0,102
sentido de corte	1	0,005202	0,005202	28,70	0,033
Erro	2	0,000363	0,000181		
Total	7	0,007608			

(d) Gráfico de efeito principal.

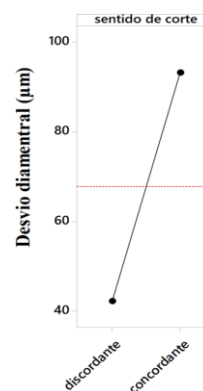


Figura 5.6- Resultados estatísticos para o desvio diametral (Autor, 2024).

Conforme a análise das Figuras 5.6(a) e 5.6(b), o parâmetro com maior efeito sobre a média dos desvios diametraes é o sentido de corte. A análise de variância, como evidenciado na Figura 5.6(c), confirma a influência estatística deste parâmetro, contribuindo com 68,38 %. O gráfico de efeito principal, Figura 5.6(d), ilustra como a utilização do sentido de corte discordante resultou na redução do desvio diametral.

Com base nestes resultados, a configuração que minimiza o desvio diametral inclui os seguintes parâmetros: $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante.

No que diz respeito aos desvios geométricos, o gráfico da Figura 5.7 apresenta os de circularidade. A Tabela 5.4 detalha a configuração dos oito ensaios e os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi, seguindo a abordagem menor é melhor.

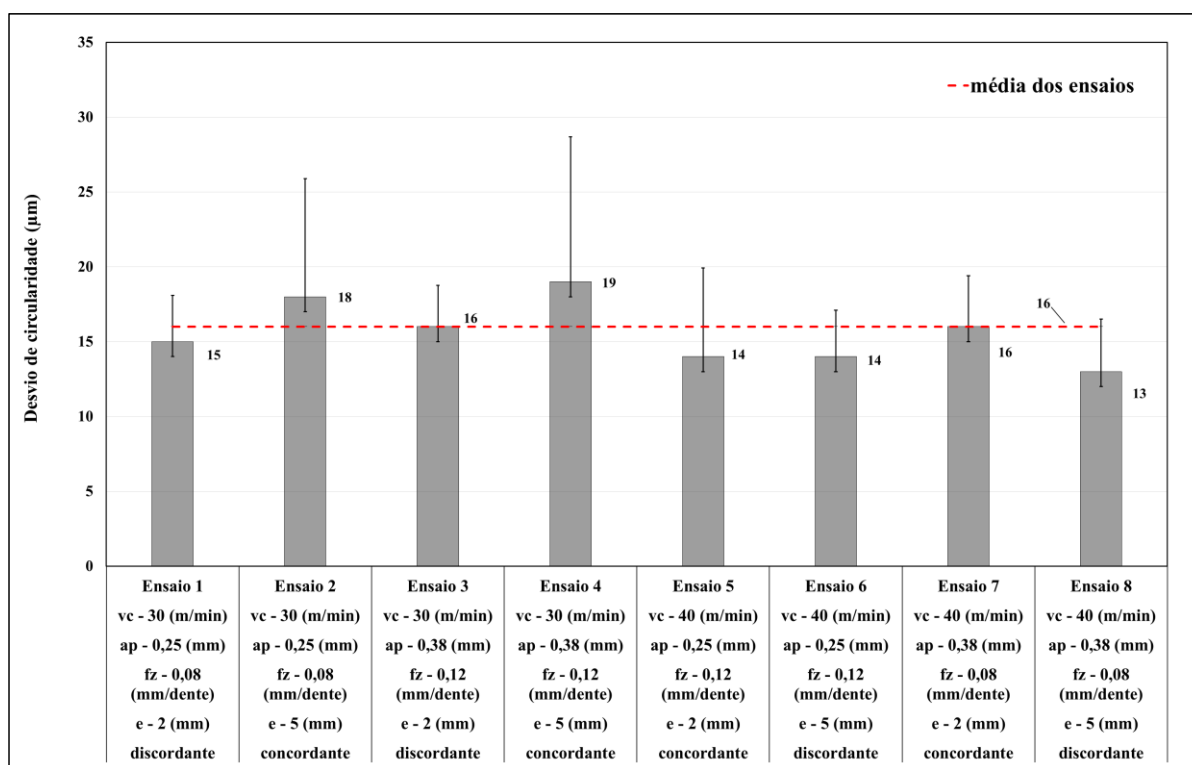


Figura 5.7- Desvios de circularidade no fresamento helicoidal (Autor, 2024).

Tabela 5.4- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para o desvio de circularidade.

Ensaio	Parâmetros					Resultado
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	Desvio de circularidade S/N (dB)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	36,33
2	30	0,25	0,08	5	concordante	34,77
3	30	0,38	0,12	2	discordante	35,78
4	30	0,38	0,12	5	concordante	34,66
5	40	0,25	0,12	2	concordante	36,92
6	40	0,25	0,12	5	discordante	36,92
7	40	0,38	0,08	2	concordante	36,05
8	40	0,38	0,08	5	discordante	38,06

Fonte: Autor (2024).

De forma análoga ao desvio diametral, os ensaios com sentido de corte discordante também reduziram o desvio de circularidade. Percebe-se que o Ensaio 8, conduzido com $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte discordante, registrou o menor desvio de circularidade ($13 \mu\text{m}$) e o maior valor ($S/N = 38,06$ dB). Assim como foi verificado para o desvio diametral, o Ensaio 4, conduzido com $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte concordante, foi o ensaio com o maior desvio de circularidade ($19 \mu\text{m}$) e, conseqüentemente, o menor valor ($S/N = 34,66$ dB).

Os resultados estatísticos para o desvio de circularidade estão apresentados na Figura 5.8. A tabela da Figura 5.8(a) exibe os valores da razão sinal-ruído por nível de cada parâmetro e os valores médios de resposta por nível de cada parâmetro estão representados na Figura 5.8(b). Além disso, na Figura 5.8(c) é apresentada a análise de variância com um nível de confiança de 95 %.

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	35,39	36,24	36,31	36,27	36,78
2	36,99	36,14	36,07	36,10	35,60
Delta	1,60	0,10	0,23	0,17	1,17
Posto	1	5	3	4	2

(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	0,01706	0,01550	0,01544	0,01538	0,01456
2	0,01419	0,01575	0,01581	0,01588	0,01669
Delta	0,00288	0,00025	0,00038	0,00050	0,00213
Posto	1	5	4	3	2

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	0,000017	0,000017	11,89	0,075
a_p (mm)	1	0,000000	0,000000	0,09	0,793
f_z (mm/dente)	1	0,000000	0,000000	0,20	0,697
e (mm)	1	0,000001	0,000001	0,36	0,610
sentido de corte	1	0,000009	0,000009	6,49	0,126
Erro	2	0,000003	0,000001		
Total	7	0,000029			

Figura 5.8- Resultados estatísticos para o desvio de circularidade (Autor, 2024).

Com base na análise das Figuras 5.8(a) e 5.8(b), observa-se que o parâmetro de maior influência na resposta, afetando a média dos desvios de circularidade, é a velocidade de corte (v_c). Há também uma possível confirmação do efeito do sentido de corte discordante, conforme

Figura 5.8(b), onde se observa uma redução nas médias dos desvios de circularidade. No entanto, a análise de variância apresentada na Figura 5.8(c) indicou que nenhum dos parâmetros apresentou influência estatística para o desvio de circularidade.

Já em relação ao desvio geométrico de cilindricidade, a Figura 5.9 ilustra os resultados obtidos, enquanto a Tabela 5.5 apresenta os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de cada ensaio, seguindo a abordagem menor é melhor de Taguchi. Observa-se na Figura 5.9 e na Tabela 5.5 que o Ensaio 6, conduzido com $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte discordante, registrou o menor desvio de cilindricidade (15 μ m), e a maior razão sinal-ruído ($S/N = 36,38$ dB), respectivamente, confirmando que este ensaio é a melhor configuração para a redução do desvio de cilindricidade. Por outro lado, o Ensaio 1, conduzido com $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante, registrou o maior desvio de cilindricidade, (26 μ m) e, conseqüentemente, o menor valor de ($S/N = 31,65$ dB), indicando que esta configuração aumentou a cilindricidade.

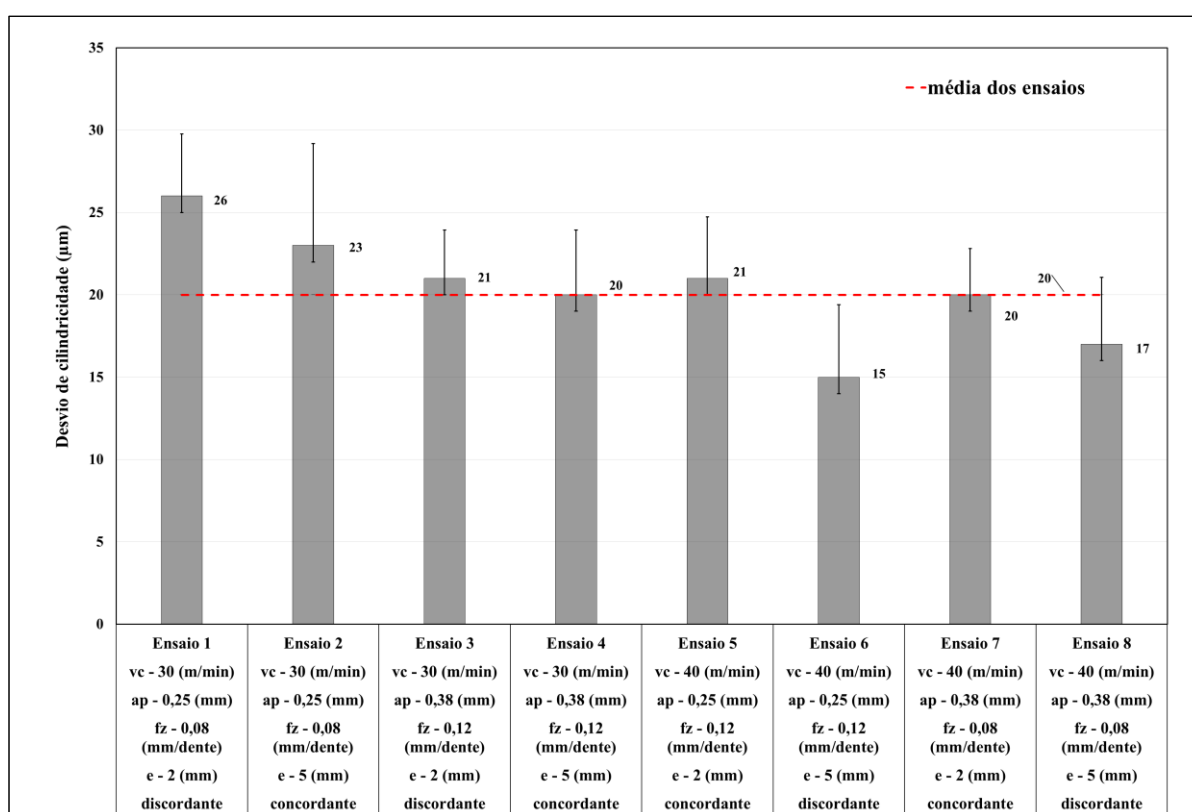


Figura 5.9- Desvios de cilindricidade no fresamento helicoidal (Autor, 2024).

Tabela 5.5- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para o desvio de cilindridade.

Ensaio	Parâmetros					Resultado
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	Desvio de cilindridade S/N (dB)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	31,65
2	30	0,25	0,08	5	concordante	32,83
3	30	0,38	0,12	2	discordante	33,42
4	30	0,38	0,12	5	concordante	33,84
5	40	0,25	0,12	2	concordante	33,55
6	40	0,25	0,12	5	discordante	36,38
7	40	0,38	0,08	2	concordante	34,12
8	40	0,38	0,08	5	discordante	35,48

Fonte: Autor (2024).

Os resultados estatísticos para o desvio de cilindridade estão apresentados na Figura 5.10. A tabela da Figura 5.10(a) exibe os valores da razão sinal-ruído por nível de cada parâmetro e os valores médios de resposta por nível de cada parâmetro estão representados na Figura 5.10(b). Além disso, na Figura 5.10(c) é apresentada a análise de variância para um nível de confiança de 95%. Por fim, na Figura 5.10(d), é apresentado o gráfico de efeito correspondente ao parâmetro que demonstrou significância estatística.

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	32,93	33,60	33,52	33,19	34,23
2	34,88	34,21	34,30	34,63	33,59
Delta	1,95	0,61	0,78	1,44	0,64
Posto	1	5	3	2	4

(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	0,02267	0,02129	0,02137	0,02204	0,01987
2	0,01817	0,01954	0,01946	0,01879	0,02096
Delta	0,00450	0,00175	0,00192	0,00325	0,00108
Posto	1	4	3	2	5

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	0,000040	0,000040	22,43	0,042
a_p (mm)	1	0,000006	0,000006	3,39	0,207
f_z (mm/dente)	1	0,000007	0,000007	4,07	0,181
e (mm)	1	0,000021	0,000021	11,70	0,076
sentido de corte	1	0,000002	0,000002	1,30	0,372
Erro	2	0,000004	0,000002		
Total	7	0,000081			

(d) Gráfico de efeito principal.

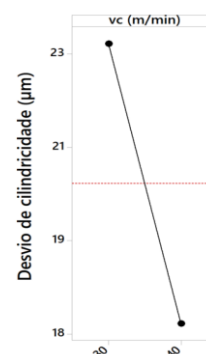


Figura 5.10- Resultados estatísticos para o desvio de cilindridade (Autor, 2024).

Com base nos dados apresentados nas Figura 5.10, foi verificado que a velocidade de corte (v_c) foi o único parâmetro que influenciou a média do desvio de cilindridade, conforme Figuras 5.10 (a) e 5.10(b). A tabela da Figura 5.10(c) revelou que a velocidade de corte (v_c) teve influência significativa (Valor-P = 0,042), com uma contribuição de 49,38%. Além disso, o gráfico de efeito principal, Figura 5.10(d), ilustra que maiores níveis de velocidades de corte (v_c), foram uma condição para reduzir desvio de cilindridade.

Desta forma, para minimizar os desvios de circularidade e cilindridade, a configuração envolve a utilização de níveis elevados de velocidade de corte ($v_c = 40$ m/min) e a utilização do sentido de corte discordante. No entanto, devido à influência desprezível da profundidade de usinagem (a_p) do avanço por dente (f_z) e da excentricidade helicoidal (e) sobre os desvios de forma, não foi possível identificar níveis ideais para esses fatores.

5.4 Rugosidade das paredes do furo

Nesta investigação, foram utilizados três parâmetros de rugosidade: o desvio aritmético médio (R_a), altura máxima do perfil (R_z) e a altura total do perfil (R_t). A partir das medições realizadas, foram calculadas as médias, conforme apresentado no Apêndice B. Com essas médias, foram elaborados os gráficos das Figuras 5.11, 5.12, e 5.13 que ilustram, respectivamente, o desvio aritmético médio (R_a), a altura máxima do perfil (R_z) e a altura total do perfil (R_t).

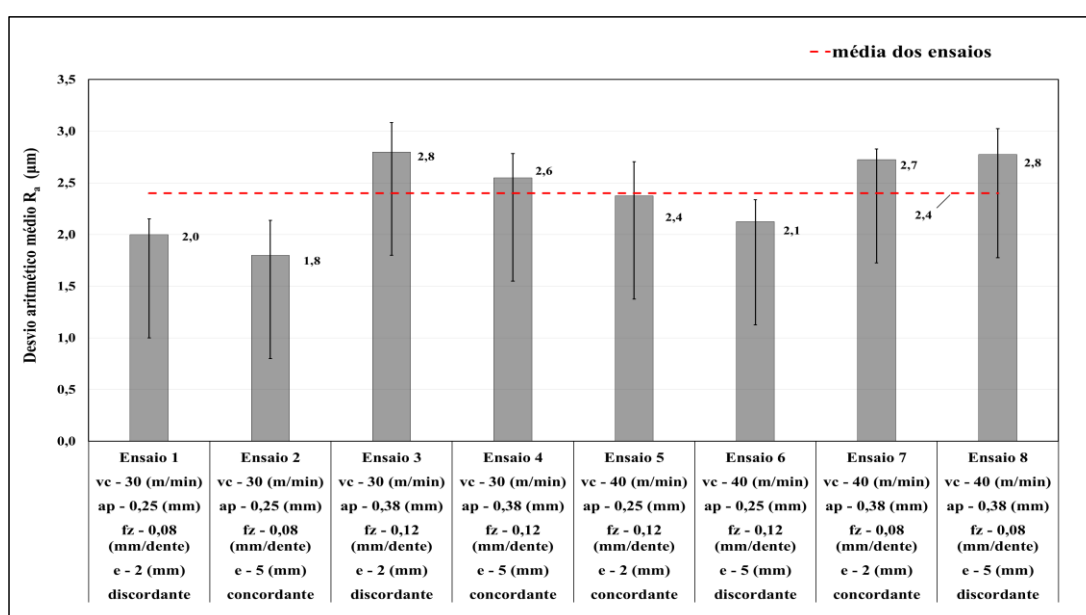


Figura 5.11- Desvio aritmético médio (R_a) obtidos nos ensaios de fresamento helicoidal (Autor, 2024).

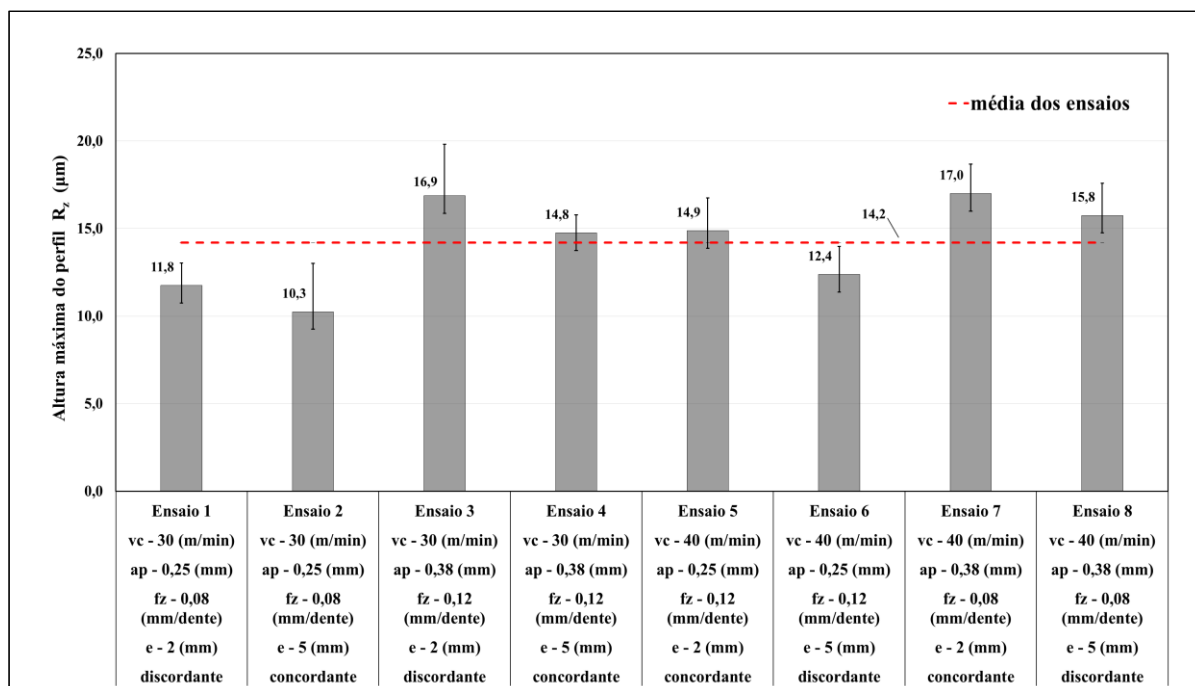


Figura 5.12- Altura máxima do perfil (R_z) obtidos nos ensaios de fresamento helicoidal (Autor, 2024).

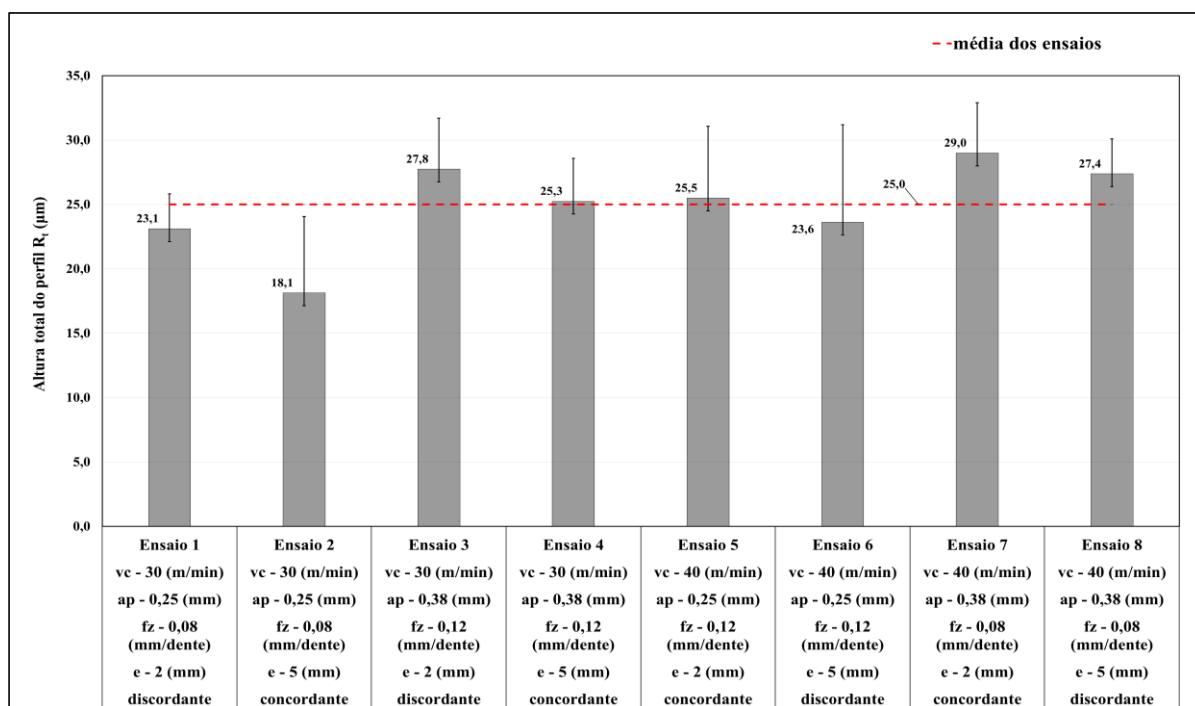


Figura 5.13- Altura total do perfil (R_t) obtidos nos ensaios de fresamento helicoidal (Autor, 2024).

Com base nos resultados apresentados nas Figuras 5.11, 5.12 e 5.13, é possível destacar que valores de rugosidade mais baixos foram alcançados no Ensaio 2. Neste ensaio, conduzido com uma velocidade de corte $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte concordante, obteve-se um desvio aritmético médio $R_a = 1,8$ μ m, uma altura máxima do perfil $R_z = 10,3$ μ m e uma altura total do perfil $R_t = 18,1$ μ m. Por outro lado, os

ensaios que resultaram no aumento do desvio aritmético médio (R_a) foram o Ensaio 3 e o Ensaio 8. O Ensaio 3, conduzido com $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,12$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte discordante, registrou $R_a = 2,8$ μm . Da mesma forma, o Ensaio 8, conduzido com $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e sentido de corte discordante, também obteve $R_a = 2,8$ μm . Além disso, o Ensaio 7, realizado com $v_c = 40$ m/min, $a_p = 0,38$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 2$ mm e sentido de corte concordante, registrou altos valores de rugosidade, com $R_z = 17$ μm e $R_t = 29$ μm .

A Tabela 5.6 apresenta os resultados da razão sinal-ruído (S/N) para cada ensaio, seguindo a abordagem menor é melhor. Os dados desta tabela confirmam que o Ensaio 2 obteve as menores respostas em relação à rugosidade. Isso se reflete nas maiores razões S/N registradas para os três parâmetros, com -5,11 dB para R_a , -20,21 dB para R_z e -25,17 dB para R_t . Portanto, as condições do Ensaio 2 resultaram em condições mais favoráveis no que diz respeito à rugosidade da parede do furo.

Tabela 5.6- Resultados da razão sinal ruído (S/N) de cada ensaio para os parâmetros R_a , R_z e R_t .

Ensaio	Parâmetros					Resultados		
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	R_a S/N (dB)	R_z S/N (dB)	R_t S/N (dB)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	-6,02	-21,40	-27,28
2	30	0,25	0,08	5	concordante	-5,11	-20,21	-25,17
3	30	0,38	0,12	2	discordante	-8,94	-24,54	-28,87
4	30	0,38	0,12	5	concordante	-8,13	-23,38	-28,05
5	40	0,25	0,12	2	concordante	-7,51	-23,45	-28,13
6	40	0,25	0,12	5	discordante	-6,55	-21,85	-27,47
7	40	0,38	0,08	2	concordante	-8,71	-24,61	-29,25
8	40	0,38	0,08	5	discordante	-8,87	-23,95	-28,75

Fonte: Autor (2024).

Os resultados estatísticos referentes ao desvio aritmético médio (R_a) estão detalhados na Figura 5.14. Na tabela da Figura 5.14(a) são apresentados os valores da razão sinal-ruído por nível de cada parâmetro, enquanto os valores médios de resposta por nível de cada parâmetro estão na Figura 5.14(b). A Figura 5.14(c) apresentada a análise de variância com um nível de confiança de 95 %. Finalmente, na Figura 5.15(d), é exibido o gráfico de efeito principal correspondente ao parâmetro que demonstrou influência estatística.

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	-7,050	-6,297	-7,175	-7,796	-7,594
2	-7,908	-8,662	-7,784	-7,162	-7,364
Delta	0,858	2,365	0,609	0,634	0,230
Posto	2	1	4	3	5

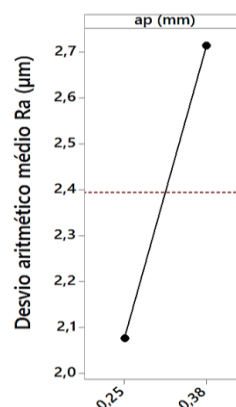
(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	2,287	2,075	2,325	2,475	2,425
2	2,500	2,712	2,462	2,313	2,362
Delta	0,213	0,637	0,137	0,163	0,063
Posto	2	1	4	3	5

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	0,09031	0,090313	7,81	0,108
a_p (mm)	1	0,81281	0,812813	70,30	0,014
f_z (mm/dente)	1	0,03781	0,037813	3,27	0,212
e (mm)	1	0,05281	0,052813	4,57	0,166
sentido de corte	1	0,00781	0,007813	0,68	0,497
Erro	2	0,02312	0,011562		
Total	7	1,02469			

(d) Gráfico de efeito principal.

Figura 5.14- Resultados estatísticos para o desvio aritmético médio (R_a) (Autor, 2024).

Esses resultados revelaram que a profundidade de usinagem (a_p) foi o parâmetro de maior efeito sobre o desvio aritmético médio (R_a), conforme apontam as Figuras 5.14(a) e 5.14(b). A tabela da Figura 5.14(c) confirma a influência estatística da profundidade de usinagem (a_p), com Valor-P = 0,014. Este parâmetro apresentou uma contribuição de 79,32 %. Além disso, o gráfico de efeito principal exibido na Figura 5.14(d) ilustra que o nível reduzido da profundidade de usinagem (a_p) resultou na diminuição do desvio aritmético médio (R_a).

Os resultados estatísticos para a altura máxima do perfil (R_z) são apresentados na Figura 5.15. Pela análise das Figuras 5.15(a) e 5.15(b), nota-se que a profundidade de usinagem (a_p) foi o parâmetro com o maior efeito na resposta, influenciando a média das respostas, conforme os valores da razão sinal-ruído e os valores médios de resposta da análise de Taguchi (menor é melhor). Além disso, a excentricidade helicoidal (e) e a velocidade de corte (v_c) também apresentaram influência, classificadas nos postos 2 e 3, respectivamente. Esta análise foi corroborada pela tabela de ANOVA da Figura 5.15(c), que demonstra que a profundidade de usinagem (a_p), a velocidade de corte (v_c) e a excentricidade helicoidal (e) possuem Valor-P inferior a 0,05. Em relação à contribuição para a altura máxima do perfil (R_z), a profundidade

de usinagem (a_p) apresentou 66,36 %, seguida pela excentricidade helicoidal (e) com 15,78 %, e a velocidade de corte (v_c) com 11,79 %. Por fim, a representação dos gráficos dos efeitos, Figura 5.15(d), evidencia que a redução da altura máxima do perfil (R_z) foi obtida no nível reduzido de velocidade de corte (v_c) e profundidade de usinagem (a_p), enquanto níveis mais elevados de excentricidade helicoidal (e) contribuíram para a redução de R_z .

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	-22,38	-21,73	-22,54	-23,50	-22,94
2	-23,46	-24,12	-23,31	-22,35	-22,91
Delta	1,08	2,39	0,76	1,15	0,02
Posto	3	1	4	2	5

(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	13,41	12,31	13,69	15,13	14,19
2	15,00	16,09	14,72	13,28	14,22
Delta	1,59	3,78	1,03	1,84	0,03
Posto	3	1	4	2	5

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	5,0801	5,0801	20,81	0,045
a_p (mm)	1	28,5957	28,5957	117,13	0,008
f_z (mm/dente)	1	2,1270	2,1270	8,71	0,098
e (mm)	1	6,7988	6,7988	27,85	0,034
sentido de corte	1	0,0020	0,0020	0,01	0,937
Erro	2	0,4883	0,2441		
Total	7	43,0918			

(d) Gráficos de efeitos principais.

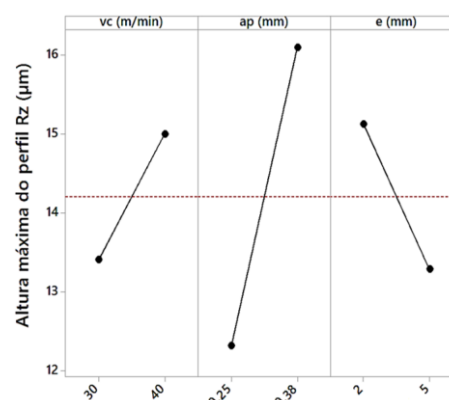


Figura 5.15- Resultados estatísticos para a altura máxima do perfil (R_z) (Autor, 2024).

O último parâmetro utilizado para avaliar a rugosidade das paredes dos furos foi a altura total do perfil (R_t), cujos os resultados estatísticos estão apresentados na Figura 5.16. Os resultados apresentados nas Figuras 5.16(a) e 5.16(b) revelaram a profundidade de usinagem (a_p) como o parâmetro de maior efeito na resposta. A velocidade de corte (v_c) e a excentricidade helicoidal (e) também desempenharam efeito na resposta e influência nas médias, ocupando os postos 2 e 3, respectivamente.

A tabela de ANOVA na Figura 5.16(c) exibe a profundidade de usinagem (a_p), a velocidade de corte (v_c) e a excentricidade helicoidal (e) com Valores-P inferiores a 0,05. A contribuição percentual de cada parâmetro para a altura total do perfil (R_t) foi de 54,91 % para

a profundidade de usinagem (a_p), 19,25 % para a velocidade de corte (v_c) e 18,40 % para a excentricidade helicoidal (e).

Os gráficos de efeitos principais, conforme ilustra a Figura 5.16(d), demonstram um padrão semelhante ao observado para a altura máxima do perfil Figura 5.15(d). Ou seja, os níveis mais baixos de velocidade de corte (v_c), profundidade de usinagem (a_p) e mais alto de excentricidade helicoidal (e) resultaram em uma diminuição da altura total do perfil (R_t).

(a) Tabela de resposta para relações sinal-ruído menor é melhor.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	-27,34	-27,01	-27,61	-28,38	-28,09
2	-28,40	-28,73	-28,13	-27,36	-27,65
Delta	1,06	1,72	0,52	1,03	0,44
Posto	2	1	4	3	5

(b) Tabela de resposta de efeitos principais para médias.

Nível	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte
1	23,56	22,59	24,41	26,34	25,47
2	26,38	27,34	25,53	23,59	24,47
Delta	2,81	4,75	1,13	2,75	1,00
Posto	2	1	4	3	5

(c) Tabela da ANOVA.

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
v_c (m/min)	1	15,820	15,8203	20,05	0,046
a_p (mm)	1	45,125	45,1250	57,19	0,017
f_z (mm/dente)	1	2,531	2,5313	3,21	0,215
e (mm)	1	15,125	15,1250	19,17	0,048
sentido de corte	1	2,000	2,0000	2,53	0,252
Erro	2	1,578	0,7891		
Total	7	82,180			

(d) Gráficos de efeitos principais.

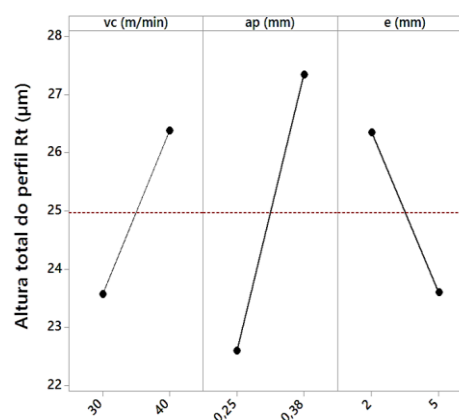


Figura 5.16- Resultados estatísticos para a altura total do perfil (R_t) (Autor, 2024).

Com base nos resultados apresentados para o desvio aritmético médio (R_a), altura máxima do perfil (R_z) e a altura total do perfil (R_t), a configuração que minimiza os parâmetros de rugosidade inclui: velocidade de corte $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, $f_z = 0,08$ mm/dente, $e = 5$ mm e a utilização do sentido de corte discordante.

5.5 Análise da morfologia dos cavacos

Considerando a importância do estudo da formação dos cavacos como base fundamental para uma compreensão das operações de usinagem, foi realizada uma análise morfológica dos cavacos gerados durante os ensaios de fresamento helicoidal. Além disso, esta análise exploratória busca relacionar as características dos cavacos com os resultados de potência de corte e da rugosidade da parede dos furos.

Os cavacos coletados ao longo dos oito ensaios estão apresentados na Figura 5.17. Considerando os aspectos da operação de fresamento helicoidal, que abrange tanto fresamento quanto furação, e o material usinado, destaca-se que esses cavacos apresentam uma característica predominante, enquadrando-se na categoria dos cavacos segmentados com formato de agulha. Segundo Machado *et al.* (2015), esse tipo de cavaco é gerado pelo mecanismo de cisalhamento adiabático, no qual grandes deformações se concentram em estreitas faixas entre os segmentos dos cavacos, enquanto os interiores destes sofrem pouca ou quase nenhuma deformação. Adicionalmente, segundo o estudo de Mhamdi *et al.* (2013), a formação desses cavacos tem relação com o aumento da dureza e fragilidade do material. As imagens da Figura 5.17 também revelam que houve uma relação entre os parâmetros de fresamento helicoidal e a morfologia dos cavacos. Em particular, cavacos coletados em ensaios com velocidades de corte no nível mais alto (Ensaio 5, 6, 7 e 8) exibem uma tonalidade mais azulada. Além disso, o incremento da profundidade de usinagem e do avanço por dente parece influenciar tanto o tamanho quanto na forma das agulhas dos cavacos (Ensaio 2 e 4).



Figura 5.17- Cavacos coletados durante os ensaios de fresamento helicoidal (Autor, 2024).

Os Ensaios 1, 4, 7 e 8 foram selecionados para análise morfológica dos cavacos por representarem os valores extremos de forças e potência de corte. Os cavacos obtidos durante estes ensaios foram verticalmente acomodados em uma mistura de resina epóxi com endurecedor. Após procedimentos de embutimento, lixamento e polimento, as amostras metalográficas revelaram a morfologia da seção transversal dos cavacos.

Os resultados apresentados na Figura 5.18 destacam o formato serrilhado dos cavacos segmentados. Nas imagens da coluna (a) é possível constatar que os Ensaios 1 e 2, executados com velocidades de corte mais baixas tem formato distinto dos Ensaios 7 e 8, realizados com velocidade de corte mais alta. É interessante observar que os cavacos dos Ensaios 1 e 2 apresentam uma espessura mais pronunciada e uma forma menos alongada em comparação com os Ensaios 7 e 8. Isso evidencia que o aumento da velocidade de corte exerceu um impacto significativo sobre o tamanho e a forma dos cavacos, sendo notáveis diferenças visuais, como a espessura e o comprimento dos cavacos. Já nas imagens da coluna (b), com ampliação de 100 vezes da área destacada, detalham-se as cotas H_1 , H_2 e L_3 , que representam o perfil serrilhado dos cavacos. Por meio do *software* ImageJ foram obtidas as dimensões das cotas H_1 , H_2 e L_3 que estão disponíveis no Apêndice D.

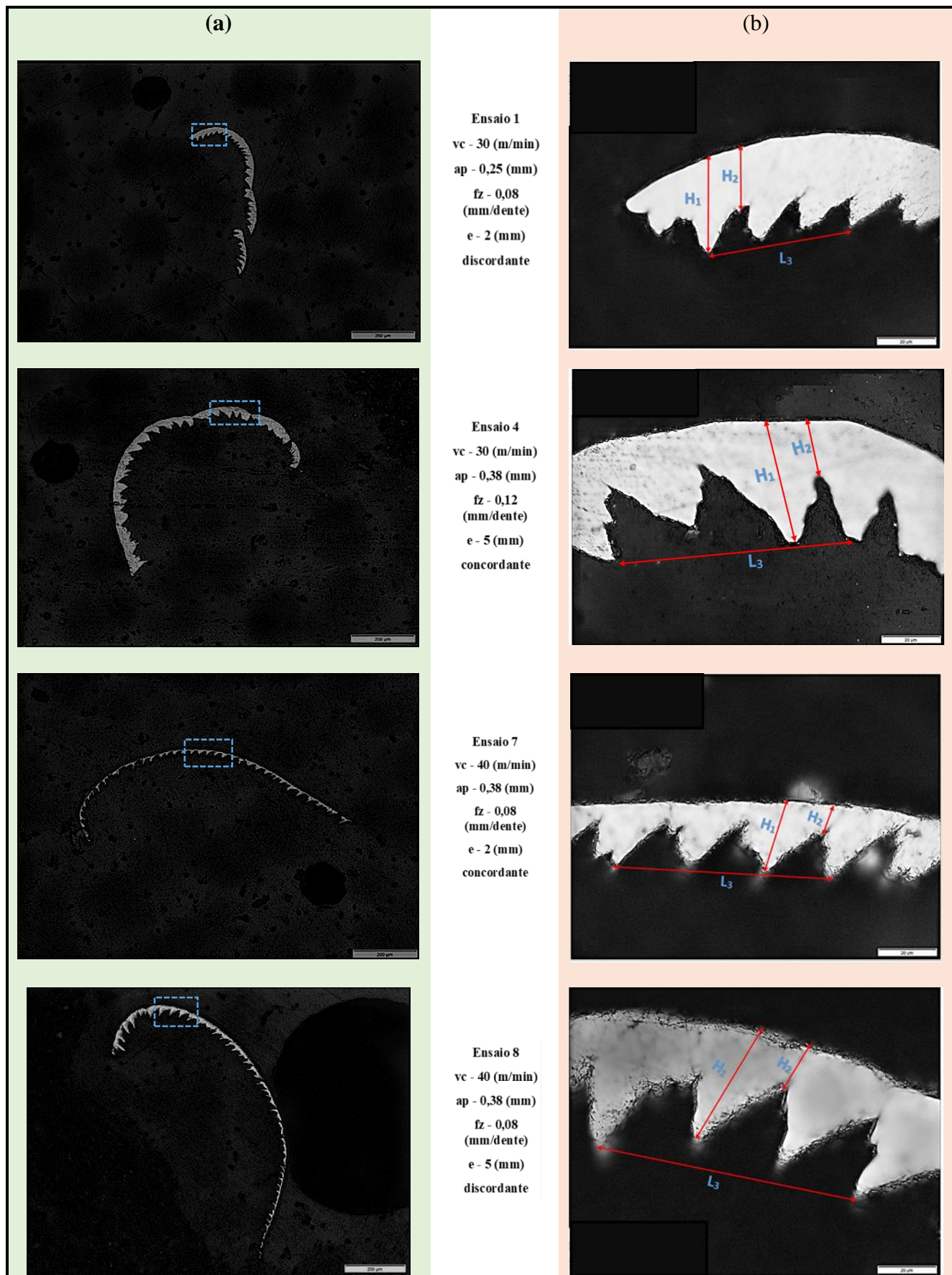


Figura 5.18- Imagens metalográficas da sessão transversal dos cavacos segmentados (Autor, 2024).

Utilizando as cotas (Apêndice D) representadas na 5.18 (coluna b) e as equações 4.1 e 4.2, que representam respectivamente o grau serrilhado (G_S) e a frequência do serrilhado (f), foi possível quantificar a morfologia dos cavacos. Os resultados destes cálculos estão representados na Tabela 5.7. Onde, o Ensaio 1 apresenta o menor grau de serrilhado ($G_S = 0,29$) e a maior frequência do serrilhado ($f = 77$ kHz). No Ensaio 4 apresentou um grau de serrilhado ($G_S = 0,53$) e uma frequência do serrilhado ($f = 46$ kHz). Já no Ensaio 7 foi registrado um grau de serrilhado ($G_S = 0,54$) e uma frequência do serrilhado ($f = 51$ kHz). Por fim, o Ensaio 8 apresenta o maior grau de serrilhado ($G_S = 0,58$) e a menor frequência do serrilhado ($f = 42$ kHz).

Tabela 5.7- Resultados dos cálculos do grau de serrilhado e da frequência do serrilhado.

Ensaio	Parâmetros					Resultados	
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	Grau de serrilhado	Frequência do serrilhado (kHz)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	0,29	77
4	30	0,38	0,12	5	concordante	0,53	46
7	40	0,38	0,08	2	concordante	0,54	51
8	40	0,38	0,08	5	discordante	0,58	42

Fonte: Autor (2024).

6 DISCUSSÃO

A Tabela 6.1 resume os resultados da análise estatística de Taguchi de acordo com a abordagem menor é melhor. Para redução das variáveis-resposta, que incluem o tempo de corte experimental, as componentes da força de fresamento helicoidal, os desvios diametral, de circularidade, de cilindridade e de rugosidade, os níveis dos fatores são representados por setas na Tabela 6.1, com exceção do sentido de corte (discordante/concordante). As setas indicam os níveis dos fatores: velocidade de corte (v_c), profundidade de usinagem (a_p), avanço por dente (f_z) e excentricidade helicoidal (e) que influenciaram na redução das variáveis-resposta. As setas para cima estão associadas a níveis mais altos e para baixo a níveis mais baixos. Essa análise proporciona uma base para a discussão que se segue, bem como para as conclusões do próximo capítulo.

Tabela 6.1- Condições para redução das variáveis-resposta.

Fatores	Variáveis-resposta								
	T_c h:min:s	F_z N	F_r N	Diametral μm	Circularidade μm	Cilindridade μm	Parâmetros de rugosidade		
							R_a μm	R_z μm	R_t μm
v_c m/min	↑	↑	↑	↑	↑	↑	↓	↓	↓
a_p mm	↑	↑	↓	↑	↓	↑	↓	↓	↓
f_z mm/dente	↑	↓	↓	↓	↓	↑	↓	↓	↓
e mm	↓	↑	↓	↓	↓	↑	↑	↑	↑
sentido de corte	discordante	discordante	discordante	discordante	discordante	discordante	concordante	discordante	concordante

Fonte: Autor (2024).

Os tempos de corte experimental revelaram uma diferença entre os valores teóricos calculados pela Equação 3.21. Inicialmente, é importante destacar que a Equação 3.21 se baseia na utilização da velocidade de avanço axial da hélice (v_{fha}) para cálculos de tempo de corte teórico, enquanto nos programas CN é adotada a velocidade de avanço tangencial da fresa (v_{ft}). Essa discrepância entre as abordagens provavelmente contribuiu para as divergências observadas entre os tempos de corte teóricos e experimentais. Adicionalmente, Costa; Marques (2015) atribuem tais discrepâncias à operação do cronômetro, bem como às acelerações e desacelerações inerentes à máquina-ferramenta. Em relação à influência das acelerações da

máquina, de acordo com Tapie *et al.* (2007) e Nunes (2007) há diferenças nas velocidades de avanço programadas, simuladas e medidas, especialmente durante interpolações circulares.

A análise da razão sinal-ruído de Taguchi revelou que a profundidade de usinagem (a_p), exerceu o maior impacto nas respostas do tempo de corte experimental, seguido pelo avanço por dente (f_z). De acordo com a ANOVA, ambos parâmetros demonstraram influência significativa, contribuindo com 33,76 % e 32,98 %, respectivamente. De acordo com Denkena *et al.* (2008a), Olvera *et al.* (2012), Costa; Marques (2015) e outros, o aumento na profundidade de usinagem (a_p) resulta em um ângulo de hélice maior (α), encurtando a trajetória helicoidal e, conseqüentemente, reduzindo o tempo de corte. Da mesma forma, o aumento do avanço por dente (f_z) contribui para velocidades de avanço (v_f) mais rápidas. Portanto, um avanço por dente (f_z) mais alto permite que a ferramenta se desloque mais rapidamente ao longo da trajetória helicoidal, resultando em tempo de corte mais curto.

Outro parâmetro que influenciou significativamente o tempo de corte experimental foi a velocidade de corte (v_c), com uma contribuição de 21,24 %. Pereira *et al.* (2017b) e Morales *et al.* (2020) explicam que o aumento da velocidade de corte (v_c) também reduz o tempo de corte, uma vez que v_c está relacionada à rotação (n) da ferramenta e afeta a velocidade de avanço (v_f). Já a excentricidade helicoidal (e), sobre o tempo de corte experimental, contribui com 10,59 %. De acordo com Olvera *et al.* (2012), menores excentricidades helicoidais resultam em uma operação mais produtiva, ou seja, uma operação que se assemelha a uma operação de furação.

As forças de corte exibiram comportamento consistente com estudos anteriores, como os de Olvera *et al.* (2012) e de Rodrigues (2018). Observou-se que a componente de força resultante (F_r) apresentou magnitude superior à componente de força axial (F_z), vide Figura 5.2. Segundo Rodrigues (2018), este comportamento pode ser atribuído à presença de um pré-furo, levando a uma maior concentração de esforços de corte na periferia do furo.

A análise estatística dos resultados, revelou efeitos distintos para as componentes F_z e F_r : enquanto para a componente F_z o sentido de corte teve o maior impacto nas respostas e nas médias das respostas, para a componente F_r foi a profundidade de usinagem (a_p) o fator de maior efeito. Entretanto, a ANOVA demonstrou significância estatística apenas para o sentido de corte na componente F_z , (contribuição de 51,38 %). A componente F_r , por sua vez, não foi significativamente afetada pelos fatores nos níveis investigados.

No que diz respeito ao sentido de corte discordante, que resultou na redução da força axial (F_z) e, possivelmente, também influenciou a redução da força resultante (F_r), Ribeiro (2007) explicou que esse tipo de corte gera mais calor, uma vez que a ferramenta está sujeita a

mais atrito e forças de tração. Isso provavelmente aumentou a temperatura de corte, resultando na redução das componentes. Conforme explicado por vários outros autores, o aumento da temperatura facilita o cisalhamento, reduzindo, assim, as forças de corte (SAADATBAKHSI *et al.*, 2017; BELLINI, 2005; QIN *et al.*, 2012). Além disso, o Ensaio 1, conduzido no sentido de corte discordante, apresentou a menor potência de corte (1737 W), enquanto o Ensaio 7, conduzido com o sentido de corte concordante registrou a maior potência de corte (2924 W).

A exatidão alcançada com a operação de fresamento helicoidal em aço ABNT D2 endurecido (56 HRC) deve-se ao fato de que nos programas NC (Apêndice A), foi considerado um diâmetro de 15,6 mm para a fresa intercambiável de topo esférico, em vez de 16 mm. Avaliando os desvios diametrais absolutos, conforme ilustrado na Figura 5.5, e comparando esses valores com a tabela dos graus de tolerância-padrão IT, ABNT NBR 6158 (1995), vide Anexo B, a tolerância dimensional permaneceu dentro da faixa correspondente às qualidades de IT7 (21 μm) até IT11 (130 μm).

A análise estatística dos resultados dos desvios diametrais, identificou o sentido de corte como o parâmetro de maior efeito sobre as respostas e as médias das respostas. Este foi o único parâmetro estatisticamente significativo, contribuindo com 68,38 %. Portanto, os resultados estatísticos para o desvio diametral indicaram que o sentido de corte discordante está associado a menores desvios diametrais, alinhando-se com os resultados de forças de fresamento helicoidal que indicaram menores forças de fresamento helicoidal ao utilizar o sentido de corte discordante.

É importante notar que o Ensaio 1 apresentou o menor desvio diametral (20 μm), a menor potência de corte e a menor força resultante entre os ensaios. Portanto, é provável que a força resultante tenha influenciado o desvio diametral. Zhou e Wang (2022) observaram alterações nos diâmetros obtidos em ligas de titânio ao utilizar o fresamento helicoidal com fresa de topo esférica. A força resultante variou ao longo do caminho helicoidal, resultando na flexão da fresa e, conseqüentemente, na formação de furos cônicos. De acordo com Iyer *et al.* (2007), Olvera *et al.* (2012), Morales *et al.* (2020) e Pereira *et al.* (2017b), as forças de corte causam a flexão da ferramenta, aumentando, conseqüentemente, o erro diametral durante a operação de fresamento helicoidal.

No que diz respeito ao desvio de forma avaliado por meio dos desvios de circularidade e cilíndricidade, é importante considerar que, de acordo com estudos de Denkena *et al.* (2008b), Wenda (2009) e Costa *et al.* (2011) sobre o fresamento helicoidal, a capacidade de interpolação e a qualidade da máquina-ferramenta desempenham um papel fundamental na determinação das características geométricas do furo. Além disso, ao lidar com a usinagem de materiais

endurecidos, as pesquisas de König *et al.* (1984) e Abrão (2010) ressaltam a importância do uso de sistemas de máquinas-ferramenta de alta exatidão e extrema rigidez. No entanto, neste contexto, a fixação da ferramenta de corte não atingiu a condição ideal, e a estabilidade da máquina-ferramenta também estava aquém do desejado, o que provavelmente afetou os resultados dos desvios de forma. Conforme explicado por Nunes (2007), a operação de fresamento com um sistema de fixação ISO utilizando a fixação por porta pinças pode resultar em problemas durante a usinagem, afetando a qualidade superficial, os desvios de forma da peça usinada, a vida útil da ferramenta e a capacidade de resistência às forças radiais.

Ao analisar os resultados dos desvios de circularidade, conforme mostrado na Figura 5.7, o Ensaio 8 apresentou o menor desvio (13 μm). No que se refere à cilindricidade, como evidenciado na Figura 5.9, o Ensaio 6 registrou o menor desvio (15 μm). Mais uma vez, o sentido de corte discordante adotado nestes ensaios pode ter contribuído para a redução dos desvios de circularidade e cilindricidade. Ribeiro *et al.* (2012) também observaram menores desvios de forma ao aplicar o fresamento discordante em aço ABNT H13. Além disso, a análise estatística dos desvios de circularidade e cilindricidade destacaram a velocidade de corte (v_c) como o parâmetro de maior efeito sobre as respostas e médias das respostas de acordo com o critério menor é melhor do sinal-ruído de Taguchi. No entanto, a ANOVA para o desvio de circularidade não identificou nenhum parâmetro com influência estatisticamente significativa. Por outro lado, a ANOVA para o desvio de cilindricidade indicou que a velocidade de corte (v_c) foi o único fator significativo, contribuindo com 49,38 %. Em consonância com esses resultados, Saadatbakhsh *et al.* (2017) também observaram um aumento nos desvios de circularidade em baixas velocidades de corte durante o fresamento helicoidal do aço AISI H13 endurecido com 45 HRC. Eles verificaram que uma velocidade de corte mais alta resultou em uma maior temperatura de corte, o que facilitou o cisalhamento, reduzindo as forças de corte. Logo, no fresamento helicoidal menores desvios de circularidade e cilindricidade foram obtidos em velocidade de corte mais alta assim como o uso do sentido de corte discordante.

Com relação aos parâmetros de rugosidade, os resultados de R_a revelaram que o Ensaio 2 obteve o menor valor ($R_a = 1,8 \mu\text{m}$), enquanto os Ensaios 3 e 8 registraram os maiores valores, ($R_a = 2,8 \mu\text{m}$). Essa variação classificou as superfícies usinadas nas classes N7 a N8, de acordo com a norma ISO 1302 (2002).

A análise do sinal-ruído de Taguchi com o critério menor é melhor apontou que a profundidade de usinagem (a_p) foi o parâmetro mais influente sobre todos os parâmetros de rugosidade. Configurações com níveis mais baixos de a_p , como observado nos Ensaios 1, 2 e 6, resultaram em valores menores de R_a , R_z e R_t . Conforme Pereira *et al.* (2019), a rugosidade é

medida na direção axial. Assim, ao utilizar um a_p mais baixo a rugosidade tende a diminuir no fresamento helicoidal. Isso se deve ao fato de que, com mais voltas para o mesmo comprimento de furo, é possível obter uma superfície de furo com menor rugosidade.

A ANOVA confirmou a significativa influência da profundidade de usinagem sobre a rugosidade. Além disso, para R_z e R_t , os resultados também indicaram a influência da excentricidade helicoidal (e) e da velocidade de corte (v_c) sobre R_z e da velocidade de corte (v_c) e da excentricidade helicoidal (e) sobre R_t . O efeito da excentricidade helicoidal (e) sobre a rugosidade pode ser compreendido por meio da influência do avanço tangencial por dente (f_{zt}) na profundidade de usinagem (a_p). Conforme a Equação 3.14, o avanço tangencial por dente (f_{zt}) é inversamente proporcional à (a_p). Portanto, ao executar furos com diâmetros maiores (maior excentricidade helicoidal), a velocidade de avanço tangencial da hélice (v_{fht}) aumenta, o que leva a um aumento no avanço tangencial por dente (f_{zt}) e, por conseguinte, uma redução na profundidade de usinagem (a_p). Além disso, o aumento do avanço tangencial por dente (f_{zt}) altera a geometria do cavaco, diminuindo a largura do cavaco (a_p) e aumentando a espessura tangencial do cavaco (h_{tan}), o que resulta em uma diminuição na energia de corte específica (DENKENA; NESPOR, 2011; REY *et al.*, 2016; PEREIRA *et al.*, 2019; MORALES *et al.*, 2020).

Quanto à influência da velocidade de corte (v_c), observou-se que níveis mais elevados de velocidade de corte aumentaram os parâmetros de rugosidade, um fenômeno possivelmente associado ao aumento das vibrações do sistema devido ao incremento da rotação (RIBEIRO, 2007; OZTURK *et al.*, 2018; SHI *et al.*, 2020; RAO; RAMESH, 2020).

Por fim, a análise da morfologia dos cavacos foi correlacionada com os resultados da potência de corte. Uma análise quantitativa, usando a Equação 5.3, indicou que ensaios com menor grau de serrilhado (G_s) estavam associados a uma potência de corte inferior (Ensaio 1) com ($G_s = 0,29$). Em contraste, o Ensaio 7, ($G_s = 0,54$), registrou a maior potência de corte. Assim, cavacos menos serrilhados estão correlacionados com uma potência de corte reduzida. No entanto, é crucial observar que, embora o Ensaio 7 tenha apresentado cavacos com menor espessura, a explicação para a maior potência de corte confirma com Machado *et al.* (2015). Conforme os autores, quando o avanço ou a espessura de corte é reduzida, o volume de material que se transforma em cavaco torna-se apenas ligeiramente maior que o volume de material que é deslocado lateralmente entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. A proporção de energia gasta por esse fenômeno se torna relativamente alta, o que pode resultar em uma potência de corte superior. Adicionalmente, os ensaios com frequências serrilhadas mais elevadas, como os Ensaios 1 e 4, resultaram em valores de rugosidade mais baixos. Esta

observação está em consonância com a pesquisa de Fan *et al.* (2022), que também identificou menores valores de rugosidade em testes que produziram cavacos com frequência do serrilhado mais alta. Os autores explicam que frequências serrilhadas mais altas (f) estão associadas a velocidade de corte e a temperatura de corte mais baixas. Machado *et al.* (2015) afirmam que temperaturas de corte mais baixas no processo de cisalhamento adiabático reduzem o amolecimento localizado, as taxas de deformação e, conseqüentemente, diminuem a resistência mecânica do material e isso possivelmente resultou em uma melhor rugosidade da superfície nos (Ensaio 1 e 4).

7 CONCLUSÕES

Este estudo investigou o desempenho do fresamento helicoidal na produção de furos em aço ABNT D2 endurecido (56 HRC). As principais conclusões são:

A operação de fresamento helicoidal demonstrou que pode ser uma alternativa para a produção de furos de qualidade em materiais de baixa usinabilidade, como os aços endurecidos. Isso pode ser de grande relevância para a indústria, pois oferece uma abordagem que pode economizar tempo e recursos. É fundamental ressaltar que a obtenção dos resultados demandou um estudo aprofundado e a aplicação de uma metodologia eficaz, frente aos desafios encontrados durante a preparação e execução dos ensaios de fresamento helicoidal.

No que diz respeito à influência dos parâmetros do fresamento helicoidal sobre os resultados do tempo de corte experimental, componentes da força de fresamento helicoidal e qualidade dos furos em termos de desvio diametral, circularidade, cilíndricidade, rugosidade, é relevante destacar as seguintes considerações fundamentadas na análise de Taguchi, na análise de variância (ANOVA) e na análise morfológica dos cavacos:

(a) No que se refere ao tempo de corte experimental, os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi (menor é melhor) e a ANOVA apontaram que a utilização de velocidade de corte (v_c), profundidade de usinagem (a_p) e avanço por dente (f_z) nos níveis mais altos, junto com uma excentricidade helicoidal (e) no nível mais baixo resultou na redução do tempo de corte experimental. Já, o sentido de corte não demonstrou influência significativamente estatística, entretanto, os resultados deste estudo indicaram um efeito positivo na adoção do sentido de corte discordante.

(b) Em relação à força de fresamento helicoidal, as análises da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi (menor é melhor) e a ANOVA revelaram influências distintas dos fatores investigados. Apenas o sentido de corte revelou influência estatística para a componente axial da força de fresamento helicoidal (F_z). Entretanto, o uso do sentido de corte discordante diminuiu ambas as componentes. Apesar de não apresentarem influência estatística, a velocidade de corte (v_c) mais alta reduziu as componentes (F_z e F_r), a profundidade de usinagem (a_p) mais alta reduziu F_z e aumentou F_r , o avanço por dente (f_z) mais baixo reduziu ambas as componentes (F_z e F_r) e a excentricidade helicoidal (e) mais alta reduziu F_z e aumentou F_r . Além

disso, ao estimar a potência de corte com base em F_z e F_t e comparar os resultados com a análise morfológica dos cavacos, constatou-se que ensaios com maior potência apresentaram um grau de serrilhado (G_s) superior, indicando que cavacos menos serrilhados estão correlacionados com a redução da potência de corte.

(c) No que diz respeito ao desvio diametral, os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi indicaram menores desvios quando a velocidade de corte (v_c) e profundidade de usinagem (a_p) foram mais altas. Além disso, o desvio diametral foi reduzido com um avanço por dente mais baixo e uma excentricidade helicoidal (e) mais baixa. Já, o sentido de corte foi o único fator com influência significativamente estatística, conforme a ANOVA. O gráfico de efeito principal indicou que o uso do sentido de corte discordante reduziu o desvio diametral.

(d) No que concerne ao desvio de circularidade, os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi (menor é melhor) revelaram que a velocidade de corte (v_c) mais alta reduziu o desvio de circularidade, assim como o uso do sentido de corte discordante. Por outro lado, a profundidade de usinagem (a_p), o avanço por dente (f_z) e a excentricidade helicoidal (e) mais baixos reduziram o desvio de circularidade. A ANOVA não indicou nenhum fator com influência significativamente estatística nos níveis investigados.

(e) Quanto ao desvio de cilindridade, os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi e o gráfico de efeito principal demonstrou que uma velocidade de corte mais alta contribuiu para a redução do desvio de cilindridade. Além disso, de acordo com a análise de Taguchi, a profundidade de usinagem (a_p), o avanço por dente (f_z) e a excentricidade helicoidal (e) mais baixos foram condições favoráveis para diminuir o desvio de cilindridade. A ANOVA revelou que nos níveis investigados a velocidade de corte (v_c) foi o único fator com influência significativamente estatística.

(f) Por fim, em relação aos parâmetros de rugosidade R_a , R_z e R_t , os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi (menor é melhor) e a ANOVA indicaram que a profundidade de usinagem (a_p) apresentou influência significativamente estatística. Os gráficos de efeitos principais revelaram que o nível mais baixo deste fator reduziu os parâmetros R_a , R_z e R_t . A razão sinal-ruído de Taguchi também indicou que a velocidade de corte (v_c) mais alta elevou os parâmetros de rugosidade. Além disso, a análise morfológica dos cavacos revelou que uma velocidade de corte (v_c) mais alta reduziu a frequência do serrilhado (f), corroborando com o

aumento nos parâmetros de rugosidade. A análise de variância demonstrou que a velocidade de corte (v_c) foi estatisticamente influente para R_z e R_t . Em relação ao avanço por dente (f_z) mais baixo, os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi mostraram uma redução dos parâmetros de rugosidade, mas a análise de variância não identificou influência estatística. Segundo a ANOVA, a excentricidade helicoidal (e) foi estatisticamente influente para R_z e R_t . Os resultados da razão sinal-ruído (S/N) de Taguchi e os gráficos de efeitos principais evidenciaram que a excentricidade helicoidal (e) mais alta reduziu os parâmetros de rugosidade. Por fim, os resultados estatísticos não indicou influência do sentido de corte nos parâmetros de rugosidade.

Em resumo, dentre os utilizados neste estudo os melhores níveis de parâmetros de fresamento helicoidal incluem velocidade de corte (v_c) de 40 m/min, profundidade de usinagem (a_p) de 0,25 mm, avanço por dente (f_z) de 0,08 mm/dente, excentricidade helicoidal (e) de 2 mm e o uso do sentido de corte discordante.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Recomenda-se pesquisas futuras que explorem diferentes tipos de fresas e materiais de ferramentas de corte, considerando análises microestruturais, de microdureza, avaliação de tensões residuais e estimativa da vida útil dos furos produzidos pelo fresamento helicoidal.

Por fim, destaca-se a importância de sistemas de fixação adequados e máquinas-ferramentas mais estáveis, visando alcançar melhores resultados em termos de qualidade macro e microgeométrica dos furos.

9 REFERÊNCIAS

ABRÃO, M. *et al.* Surface Integrity. In: DAVIM, J. Paulo. **Machining of Hard Materials**. 1 ed. Universidade de Aveiro: Springer, 2010, cap. 4.

AGOSTINHO, O. *et al.* **Tolerância, ajuste, desvio e análise de dimensões**: princípios de engenharia de fabricação mecânica. 2.ed. São Paulo: Blucher, 2020. 370p. Disponível em: <https://www.google.com.br/books/edition/Toler%C3%A2ncias_ajustes_desvios_e_an%C3%A1lise/uCvsDwAAQBAJ?hl=pt-BR&gbpv=1&dq=Toler%C3%A2ncias,+ajustes,+desvios+e+an%C3%A1lise+de+dimens%C3%B5es:&pg=PA150&printsec=frontcover>. Acesso em 25 Dez. 2022.

AMINI, S. *et al.* Enhancing dimensional accuracy and surface integrity by helical milling of carbon fiber reinforced polymers. **International Journal of Lightweight Materials and Manufacture**. V. 2, p. 362-372, Dez. 2019. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2588840419300058>>. Acesso em 10 Fev. 2022.

AMARAL, G.; FERREIRA, J. Avaliação do fresamento de aço endurecido considerando-se aspectos econômicos, sociais e ambientais. **9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. Joinville, Brasil. Jun. 2017. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/318792319_avaliao_do_fresamento_de_aco_endurecido_considerando-se_aspectos_economicos_sociais_e_ambientais>. Acesso em 05 Jan. 2022.

ARAI, M. *et al.* Drilling of High Hardness Steels with the High Pressure Supply of Coolant. **Journal of the Japanese Society for Precision Engineering**. V. 62, n. 9, 1996. Disponível em: <https://www.jstage.jst.go.jp/article/jjspe1986/62/9/62_9_1310/_pdf>. Acesso em 10 Fev. 2022.

ARAUJO. A. C. *et al.* A model for thread milling cutting forces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. V. 46, n. 15, p. 2057-2065, Dez. 2006. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069550600006X>>. Acesso em 01 Set. 2023.

ARAUJO. A. C. *et al.* Analytical and experimental investigations on thread milling forces in titanium alloy. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. V. 67, p. 28-34, Abr. 2013. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069551200209X>>. Acesso em 01 Set. 2023.

ARAUJO. A. C. *et al.* Smart drilling for Aerospace Industry: state of art in research and education. **Procedia CIRP**. V. 99, p. 387-391, 2021. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827121004066>>. Acesso em 01 Set. 2023.

ARNTZ, K. O fresamento de materiais endurecidos é a solução dos problemas. **Máquinas e Metais**. Jan. 2007. Disponível em: <https://www.arandanet.com.br/revista/mm/materia/2018/03/20/fresamento_de_materias.html#:~:text=O%20fresamento%20de%20materiais%20endurecidos%20tornou%2Dse%20corriqui eiro%20em%20muitas,de%20processos%20r%C3%A1pidos%20e%20flex%C3%ADveis>. Acesso em 10 Nov. 2021.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6409**: tolerâncias geométricas – tolerâncias de forma, orientação, posição e batimento: generalidades, símbolos, definições e indicações em desenho. Rio de Janeiro, 19p. 1997.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6158**: sistema de tolerâncias e ajustes. Rio de Janeiro, 79p. 1995.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6508-2**: ensaio de dureza Rockwell-Parte 2: verificação e calibração de máquinas de ensaio e penetradores. Rio de Janeiro, 26p. 1999.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 4287**: especificações geométricas do produto(GPS) – Rugosidade: método do perfil – termos, definições e parâmetros de rugosidade. ABNT, 2002.

ASTAKHOV, V. P. Machining of Hard Materials: Definitions and Industrial Applications. In: DAVIM, J. Paulo. **Machining of Hard Materials**. 1 ed. Universidade de Aveiro: Springer, 2010, cap. 1.

BANA, V. **Manufacturing of high precision bores**. 2006. 169f. Tese (Doutor em Engenharia Produção), Delft University of Technology, Haarlem, Holanda. Disponível em: <https://www.academia.edu/34527847/Manufacturing_of_high_precision_bores?email_work_card=view-paper>. Acesso em 15 Out. 2021.

BELLINI, P. H. C. **Estudo do desgaste na furação e roscamento de materiais endurecidos**. 2005. 120f. Dissertação (Mestre em Engenharia Mecânica), Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade de São Paulo, São Carlos.

BRANDÃO, L. *et al.* Evaluation of Hole Quality in Hardened Steel with High-Speed Drilling Using Different Cooling Systems. **Sage Journals**. V. 3, Jan. 2011. Disponível em: <<https://journals.sagepub.com/doi/10.1155/2011/746535?icid=int.sj-abstract.similar-articles.3>>. Acesso em 06 Dez. 2022.

BRINKSMEIER, E. *et al.* Orbital drilling kinematics. **Production Engineering**, V. 2, n. 3, p. 277-283, Jun. 2008. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007%2Fs11740-008-0111-7>>. Acesso em 29 Out. 2021.

BUTTON, S. T. **Metodologia para planejamento experimental e análise de resultados**. 2016. 79f. Apostila - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas. Disponível em: <<http://www.fem.unicamp.br/~sergio1/pos-graduacao/IM317/apostila.pdf>>. Acesso em 10 Fev. 2022.

BYRNE, G. *et al.* Advancing Cutting Technology. **CIRP Annals**. V.52, n. 2, p. 483-507, Jun. 2003. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0007850607602005>>. Acesso em 09 Abr. 2022.

CHENG, X. *et al.* Study on micro helical milling of small holes with flat end mills. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 97, p. 3119-3128, Set. 2018. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-018-2187-3>>. Acesso em 15 Jan. 2022.

COSTA, D. *et al.* Análise Cinemática do processo de fresamento helicoidal. **6º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. Caxias do Sul, Brasil. Jun. 2011. Disponível em: <http://www.labusig.ufpr.br/projetos/FHI_COF11-0085.pdf>. Acesso em 05 Jan. 2022.

COSTA, D.; MARQUES, A. Hole quality and cutting time evaluation in the interpolated helical milling. **International Journal of Manufacturing Research**. V. 10, n. 4, p. 313-327, Jun. 2015. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1504/ijmr.2015.074820>>. Acesso em 05 Jan. 2022.

COLDWELL, H. *et al.* Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools. **Journal of Materials Processing Technology**. V. 135, p. 301-311, Abr. 2003. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0924013602008610#BIB31>>. Acesso em 15 Jan. 2022.

DENKENA, B. *et al.* Helical milling of CFRP–titanium layer compounds. **CIRP Journal of manufacturing Science and Technology**. V. 1, ed. 2, p. 64-69, Jan. 2008a. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1755581708000394?via%3Dihub>>. Acesso em 29 Out. 2021.

DENKENA, B. *et al.* Kinematik und Spannungsformen beim Zirkularfräsen. **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**. V. 39, n. 9, p. 610-615, Set. 2008b. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1002/mawe.200800343>>. Acesso em 30 Ago. 2022.

DENKENA, B.; NESPOR, D. Process Force Prediction in Orbital Drilling of TiAl6V4. **9th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology**. Mali Losinj, Croácia. Jun. 2011. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/259934859_Process_Force_Prediction_in_Orbital_Drilling_of_TiAl6V4>. Acesso em 30 Jun. 2022.

DESHPANDE, S. *et al.* Data maps for material identification in helical milling by spindle power monitoring. **Procedia CIRP**. V.117, p. 1-6, Mai. 2023. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827123001348>>. Acesso em 10 Abr. 2023.

FAN, L. *et al.* The effects of micro-texture shape on serrated chip geometry in the hardened steel AISI D2 cutting process. **Surface Topography: Metrology Properties**, V. 10, Mar. 2022. Disponível em: <<https://iopscience-iop.ez27.periodicos.capes.gov.br/article/10.1088/2051-672X/ac58ad>>. Acesso em 10 Ago. 2023.

FANG, Q. *et al.* A Novel Helical Milling End-Effector and Its Application. **IEEE/ASME Transactions on Mechatronics**, V. 20, n. 6, p. 3112-3122, Dez. 2015. Disponível em: <<https://ieeexplore-ieee-org.ez27.periodicos.capes.gov.br/document/7089304>>. Acesso em 25 Jan. 2022.

FESTAS, A. J. *et al.* A Study of the Effect of Conventional Drilling and Helical Milling in Surface Quality in Titanium Ti-6Al-4V and Ti-6AL-7Nb Alloys for Medical Applications. **Arabian Journal for Science and Engineering**. V. 46, p. 2361-2369, Mar. 2021. Disponível em: <<https://link-springer-com.ez27.periodicos.capes.gov.br/article/10.1007/s13369-020-05047-8>>. Acesso em 25 Set. 2021.

GONSALVES, J. A. *et al.* Experimental Investigation on the performance of helical milling for hole processing in AZ31 magnesium alloy. **Journal of King Saud University Engineering Sciences**. V. 34, n. 5, p. 366-374, Jul. 2022. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1018363920303251>>. Acesso em 25 Set. 2022.

GUU, Y.H. *et al.* Effect of electrical discharge machining on surface characteristics and machining damage of AISI D2 tool steel. **Materials Science and Engineering**. V. 358, p. 37-43, Out. 2003. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0921509303002727>>. Acesso em 15 Jan. 2022.

HARUNA, A.Y.; WANG, G. D. An Experimental Comparative Analysis of Twist Drilling, Helical Milling and Pilot Hole Machining for Large Diameters in CFRPs. **Open Access Library Journal**. V.8, n. 3, p. 1-19, Mar. 2021. Disponível em: <<https://www.scirp.org/journal/paperinformation.aspx?paperid=107992#ref32>>. Acesso em Mar. 2022.

HENDLEY, N. Making holes with helical interpolation. **Canadian Metalworking**. Dez. 2018. Disponível em: <<https://www.canadianmetalworking.com/canadianmetalworking/article/cuttingtools/making-holes-with-helical-interpolation>>. Acesso em 10 Nov. 2021.

HUANG, W. *et al.* Comparison in surface integrity and fatigue performance for hardened steel ball-end milled with different milling speeds. **Procedia CIRP**. V.71, p. 267-271, Jun. 2018. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827118306875?ref=pdf_download&fr=RR-2&rr=772e59f1deb301b2>. Acesso em 10 Abr. 2022.

ISO 4288. **Rugosidade Superficial**, 1996.

ISO 1302. **Geometrical Product Specifications (GPS) –Indication of surface texture in technical product documentation**, 2002.

IYER, R. *et al.* 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, Fev. 2007. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695506001209?casa_token=Gh9ybkig22UAAAAA:_QMRm67-msCvTRNjPq-eXhV-Ub2biQgaloKEuzi5hh3Gb1EgUzG_-V9kTViFWslpbZfIF7Z6pg>. Acesso em 07 Set. 2021.

KLOCKE, F. *et al.* Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes. **CIRP Annals**. V.54, n. 2, p. 22-45, Jun. 2005. Disponível em:

<<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607600183>>. Acesso em 27 Dez. 2022.

KONIG, W. *et al.* Machining of Hard Materials. **CIRP Annals**. V.33, p. 417-427, Fev. 1984.

Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850616301640>>. Acesso em 09 Abr. 2022.

KONIG, W. *et al.* Machining Hard Materials with Geometrically Defined Cutting Edges. **CIRP Annals**. V.39, p. 61-64, Jan. 1990. Disponível em:

<<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607610038>>. Acesso em 09 Abr. 2022.

KOSHY, P. *et al.* High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58 HRC).

Journal of Materials Processing Technology. V. 127, p. 266-273, Set. 2002. Disponível em:

<<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013602001553>>. Acesso em 15 Jan. 2022.

LAKIĆ, G. *et al.* **Metal Cutting**: theory and applications. Banja Luka e Ljubljana:

Universidade de Banja Luka , 2014. 215p.

LI, Z.; LIU, Q. Surface topography and roughness in hole-making by helical milling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 66, p. 1415–1425,

Ago. 2012. Disponível em: <<https://link.springer.com/content/pdf/10.1007/s00170-012-4419-2.pdf>>. Acesso em 10 Dez. 2021.

LI, Z. *et al.* Cutting force prediction and analytical solution of regenerative chatter stability for helical milling operation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 73, p. 433-442, Abr. 2014. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1007/s00170-014-5793-8>>. Acesso em 15 Dez. 2021.

LIMA, *et al.* Otimização do desempenho de amplificadores de radiofrequência banda larga: uma abordagem experimental. **Produção**. V. 21, n. 1, p. 118-131, Mar. 2011. Disponível em:

<<https://www.scielo.br/j/prod/a/WxrpYH3f4RGQhss6qw5DVNd/?format=pdf&lang=pt>>. Acesso em 15 Dez. 2021.

LIU, C. *et al.* Modelling, simulation and experimental investigation of cutting forces during helical milling operations. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 63, p. 839-850, Fev. 2012. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1007/s00170-012-3951-4>>. Acesso em 10 Dez. 2021.

MACEDO, S. E. M. **Análise de Forças no Fresamento de Topo Convencional e com Altas Velocidades de Corte**. 2001. 120f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. Disponível em:

<<https://repositorio.ufsc.br/xmlui/bitstream/handle/123456789/79806/179768.pdf?sequence=1&isAllowed=y>>. Acesso em 15 Jul. 2022.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3.ed. São Paulo: Blucher, 2015. 407p.

MAGALHÃES, L. C. *et al.* Influence of feed direction on finishing milling cylindrical surfaces in H13 hardened steel. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**. V. 41, n. 171, Mar. 2019. Disponível em:

<<https://link.springer.com/article/10.1007/s40430-019-1668-0>>. Acesso em 23 Dez. 2022.

MHAMDI, M. B. *et al.* Experimental study of the chip morphology in turning hardened AISI D2 steel. **Journal of Mechanical Science and Technology**. V. 27, n.11, p. 3451-3461, Abr. 2013. Disponível em: <<https://sci-hub.hkvisa.net/10.1007/s12206-013-0869-1>>. Acesso em 10 Ago. 2023.

MORALES, F. *et al.* Study of the Influence of Helical Milling Parameters on the Quality of Holes in the UNS R56400 Alloy. **MDPI**. V.10, n. 3, Jan. 2020. Disponível em: <<https://www.mdpi.com/2076-3417/10/3/845/htm>>. Acesso em 09 Dez. 2021.

NOMA, K. *et al.* High-precision and High-efficiency Micromachining of Chemically Strengthened Glass Using Ultrasonic Vibration. **Procedia CIRP**. V.14, p. 389-394, Jun. 2014. Disponível em:

<<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827114002509>>. Acesso em 13 Jun. 2021.

NUNES, J. M. **Análise do efeito das interpolações sobre a qualidade do fresamento de superfícies complexas**. 2007. 151f. Tese (Mestre em Ciências), Pró-Reitoria de Pós-Graduação e Pesquisa, Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos-SP. Disponível em: <<http://www.ccm-ita.org.br/ccmita/files/usinagem-teses/000544945.pdf>>. Acesso em 01 Jan. 2022.

OLVERA, D. *et al.* Hole making using ball helical milling on titanium alloys. **Machining Science and Technology: An International Journal**. V.16, n.2, p.173–188, Mai. 2012. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1080/10910344.2012.673958>>. Acesso em 05 Dez. 2021.

OZTURK, O. M. *et al.* Mechanics and dynamics of orbital drilling operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. V. 129, p. 37-47, Jun. 2018. Disponível em: <<https://www-sciencedirect.ez27.periodicos.capes.gov.br/science/article/pii/S0890695518300610?via%3Dihub>>. Acesso em 05 Dez. 2021.

PANGRÁCIO, L. M. **Análise da Qualidade de Furos Realizados por fresamento helicoidal Interpolado**. 2003. 83f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Setor de Tecnologia, Universidade Federal do Paraná, Curitiba. Disponível em: <<https://www.yumpu.com/pt/document/read/26456599/analise-da-qualidade-de-furos-realizados-por-fresamento-helicoidal->>. Acesso em 01 Jan. 2022.

PAULO, R. G. **Avaliação da integridade superficial e usinabilidade de engrenagens forjadas utilizando fresamento com alta velocidade de corte**. 2008. 176 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira-SP.

PEREIRA, O. S. **Aplicação do método Taguchi para otimização de parâmetros na furação do aço ABNT 4340 com brocas de aço rápido revestidas e não revestidas**. 2019. 100f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

PEREIRA, R. B. D. *et al.* 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, Mai. 2017a. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652617305656>>. Acesso em 20 Jan. 2021.

PEREIRA, R. B. D. *et al.* A Review Of Helical Milling Process. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. V. 120, p. 27-48, Set. 2017b. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695517300706>>. Acesso em 09 Jan. 2021.

PEREIRA, R. B. D. **Otimização Robusta Multi-Objetivo do Processo de Fresamento Helicoidal do Aço AISI H13 Endurecido pelo Método da Restrição Normal**. 2017. 321f. Tese (Doutor em Ciências em Engenharia Produção), Pós Graduação em Engenharia de Produção, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá.

PEREIRA, R. B. D. *et al.* Multi-objective robust design of helical milling hole quality on AISI H13 hardened steel by normalized normal constraint coupled with robust parameter design. **Applied Soft Computing**. V. 75, p. 652-685, Fev. 2019. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1568494618306720?via%3Dihub>>. Acesso em 09 Jan. 2021.

PIMENTA, C. *et al.* Research on Decarburization of Steel Wire SAE 51B35 during Heat TreatmentEnter title. **International Journal of Innovative Research & Development**. V. 6, n.3, p. 48-53, Mar. 2017. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/315497323_Research_on_Decarburization_of_Steel_Wire_SAE_51B35_during_Heat_TreatmentEnter_title>. Acesso em 05 Jan. 2023.

PIRES, T. F. S. *et al.* Estudo da força axial Fa no processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável superduplex UNS S32760. **11º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. Curitiba, Paraná-Brasil. Mai. 2021. Disponível em: <(PDF) ESTUDO DA FORÇA AXIAL Fa NO PROCESSO DE FRESAMENTO HELICOIDAL DO AÇO INOXIDÁVEL SUPERDUPLEX UNS S32760 (researchgate.net)>. Acesso em 05 Jan. 2022.

PIVETTA, C. S. **Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico**. 2005. 130f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual De Campinas, Campinas. Disponível em: <<https://core.ac.uk/download/pdf/296839702.pdf>>. Acesso em 15 Fev. 2022.

QIN, X. *et al.* 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, Mai. 2012. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1299/jamdsm.6.1222>>. Acesso em 23 Jan. 2021.

RAO, K. V.; RAMESH, C. Modeling of tool vibration and its effect on roundness and surface roughness of hole in helical milling of Inconel 718. **Journal of Vibration and Control**. V. 28, n. 1-2, p. 159-168, Nov. 2020. Disponível em: <<https://sci-hub.ru/https://sci-hub.se/10.1177/1077546320974236>>. Acesso em 15 Nov. 2021.

REY, P. A. *et al.* 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, Jul. 2016. Disponível em: <<https://www-sciencedirect.ez27.periodicos.capes.gov.br/science/article/pii/S0890695516300311?via=ihub>>. Acesso em 15 Nov. 2021.

RIBEIRO, J. L. Silva. **Fresamento do aço VHSUPER nos estados recozido e temperado com metal duro e cermet**. 2007. 244f. Tese (Doutor em Engenharia Mecânica), Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte. Disponível em: <<https://repositorio.ufmg.br/bitstream/1843/SBPS-7A2J3P/2/tesefinal.pdf>>. Acesso em 15 Nov. 2021.

RIBEIRO, J. L. *et al.* Dimensional and geometric deviations induced by milling of annealed and hardened AISI H13 tool steel. **American Journal of Materials Science**. V.2, n.1, p. 14-21, Fev. 2012. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/314921068_Dimensional_and_Geometric_Deviations_Induced_by_Milling_of_Annealed_and_Hardened_AISI_H13_Tool_Steel>. Acesso em 15 Mar. 2023.

RODRIGUES, V. F. S. **Otimização robusta do fresamento helicoidal para o alargamento de furos em alumínio 7075**. 2018. 131f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Produção), Pós-Graduação em Engenharia de Produção, Universidade Federal de Itajubá, Itajubá. Disponível em: <https://repositorio.unifei.edu.br/xmlui/bitstream/handle/123456789/1835/dissertacao_2018146.pdf?sequence=1&isAllowed=y>. Acesso em 15 Jan. 2022.

ROMI, S/A. **Romi Linha Discovery: Manual de Programação e Operação – CNC – Siemens 810D**. São Paulo: Divisão de Comercialização, 2005. 88p.

SAADATBAKHS, M. H. *et al.* 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**. V.93, p. 4063-4074, Ago. 2017. Disponível em: <<https://link-springer-com.ez27.periodicos.capes.gov.br/content/pdf/10.1007/s00170-017-0782-3.pdf>>. Acesso em 18 Dez. 2021.

SALES, W.F. *et al.* A review of surface integrity in machining of hardened steels. **Journal of Manufacturing Processes**. V. 58, p. 136-162, Out. 2020. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1526612520304667?via%3Dihub#bib0035>>. Acesso em 07 Fev. 2022.

SANDVIK. **Ferramentas Rotativas**: Coromant, 2020. Disponível em: <<https://tibp.blob.core.windows.net/coromant/cbcca2f2-5db1-489b-8abc-a9fe47393a2c.pdf?sv=2014-02-14&sr=b&sig=PCHVI236wsYb5syZj9fZ5xfaBy%2BR7iB0vaGeDC0e4xk%3D&st=2020-08-09T23%3A07%3A33Z&se=2030-08-07T23%3A12%3A33Z&sp=r&rscd=application%2Fpdf&rscd=inline%3B%20filename%3Dc-2900-28.pdf>>. Acesso em: 01 de Agosto de 2020.

SHAN, Y. *et al.* Orbital Milling Hole of Aerospace Al-Alloy with Big Pitch. **Tianjin University and Springer**. V. 17, p. 329-335, Nov. 2011. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1007/s12209-011-1637-x>>. Acesso em 18 Jan. 2022.

SHI, M. *et al.* Cutting force and chatter stability analysis for PKM-based helical milling operation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V.111, p. 3207-3224, Nov. 2020. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-020-06252-3#Sec6>>. Acesso em 18 Dez. 2021.

SILVA, J. Análise experimental de tolerâncias geométricas. 7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. São Luiz, Maranhão-Brasil. Ago. 2012. Disponível em: <<https://www.abcm.org.br/anais/conem/2012/PDF/CONEM2012-0167.pdf>>. Acesso em 19 Dez. 2022.

SOUSA, J. *et al.* Avaliação da qualidade dos furos usinados com ferramentas de metal duro reafiadas. 7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. São Luiz, Maranhão-Brasil. Ago. 2012. Disponível em: <<https://www.abcm.org.br/anais/conem/2012/PDF/CONEM2012-0271.pdf>>. Acesso em 18 Dez. 2022.

STOUT, K.J; DAVIS, E.J; SULLIVAN, P.J. Atlas of machined surfaces. 1 ed. London: Universidade de Press, 1990. 247p.

TAPIE, L. *et al.* Circular tests for HSM machine tools: Bore machining application. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. V. 47, n. 5, p. 805-819, Abr. 2007. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695506001647?casa_token=BofgN41sFaQAAAAA:_OzHPcIoFRihUaaiKOobIeenoxnNDVsskSLY2GrX7AAxfTU8O3YAiyPOKkHFmc6LuflpM6sehw>. Acesso em 10 Set. 2021.

TESA, S/A. Micro-Hite 3D: Manual de Instrução. Suíça, 2004. 288p.

TIAN, Y. *et al.* Modeling and analyses of helical milling process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 90, p. 1003-1022, Ago. 2016. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1007/s00170-016-9418-2>>. Acesso em 15 Jan. 2022.

TONSHOFF, H. K. *et al.* Circular milling replacing drilling and reaming. **Institute of Production Engineering and Machine Tools**. 18 p., 2000. Disponível em: <http://imtp.free.fr/imtp2/B2/T%F6nshoff_Friemuth.pdf>. Acesso em 20 Mar. 2023.

VENTURA, C. E. H.; HASSUI, A. Modeling of cutting forces in helical milling by analysis of tool contact angle and respective depths of cut. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V.68, p. 2311-2319, Fev. 2013. Disponível em: <<https://link.springer.com/content/pdf/10.1007/s00170-013-4837-9.pdf>>. Acesso em 18 Fev. 2022.

VIDAL, F. *et al.* Analysis of the Effects of Tool Wear on Dry Helical Milling of Ti6Al4V Alloy. **Procedia Engineering**. V. 132, p. 593-299, Dez. 2015. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705815044471>>. Acesso em 10 Dez. 2021.

VILLARES, Metals, S.A. **Aços para trabalho a frio**. Catálogo. São Paulo, 2003. 2p Disponível em: <<https://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Acos-Ferramenta/Trabalho-a-frio/VD2>> Acesso em 11 Julho. 2023.

VOSS, R. *et al.* Comparison of conventional drilling and orbital drilling in machining carbon fibre reinforced plastics (CFRP). **CIRP Annals**. V.65, n. 2, p. 137-140, Jan. 2016. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850616300014?via%3Dihub#sec0030>>. Acesso em 09 Abr. 2022.

WANG, H. *et al.* Prediction of cutting forces in helical milling process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 58, p. 849-859, Set. 2012. Disponível em: <<https://sci-hub.se/10.1007/s00170-011-3435-y>>. Acesso em 25 Nov. 2021.

WANG, H. *et al.* Machinability analysis on helical milling of carbon fiber reinforced polymer. **Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing**. V. 9, n. 5, Jun. 2015. Disponível em: <https://www.jstage.jst.go.jp/article/jamdsm/9/5/9_2015jamdsm0057/_pdf/-char/en>. Acesso em 25 Jan. 2022.

WANG, H.; QIN, X. A mechanistic model for cutting force in helical of carbono fiber-reinforced polymers. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 82, p. 1485-1494, Jun. 2015. Disponível em: <<https://link.springer.com/content/pdf/10.1007/s00170-015-7460-0.pdf>>. Acesso em 25 Fev. 2022.

WANG, H. *et al.* Mechanics and dynamics study of helical milling process for nickel-based superalloy. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 106, p. 2305-2316, Dez. 2019. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-019-04793-w>>. Acesso em 25 Jan. 2022.

WANG, H. *et al.* Modeling and estimation of cutting forces in ball helical milling process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 117, p. 2807-2818, Ago. 2021. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-021-07817-6#Fig1>>. Acesso em 10 Jul. 2022.

WENDA, J. **Avaliação de furos obtidos por fresamento helicoidal sob diferentes condições de usinagem**. 2009. 159f. TCC (Engenheiro Mecânico), Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná. Curitiba. Disponível em: <<http://www.labusig.ufpr.br/projetos/tcc-WENDA.pdf>>. Acesso em 09 Jan. 2022.

ZHANG, S. *et al.* Modeling of cutting forces in helical milling of unidirectional CFRP considering carbon fiber fracture. **Journal of Manufacturing Processes**. V. 68, p. 1495-1508, Ago. 2021. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1526612521004710>>. Acesso em 07 Fev. 2022.

ZHOU, Z.; WANG, H. Full life-cycle cutting force prediction in ball helical milling based on oblique cutting analysis. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. V. 124, p. 1623-1638, Dez. 2022. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-022-10402-0>>. Acesso em 10 Abr. 2023.

Anexo A- Dados da ferramenta de corte, (Sandvik, 2020).

Fresa CoroMill® 216 Ball Nose
Haste cilíndrica - refrigeração interna

													Dimensões, mm									
DC	APMX _{FRW}	APMX _{FRW}		CZC _{MS}	RMPX	AZ	CNSC		Código para pedido	DCON _{MS}	DCX	BD ₁	LF	LU			RPMX	CICT _{BALL}	MID _{BALL}	CICT _{SP}	MID _{SP}	
10.0	8.6	5.0	10	16	85°	5.0	0	2	R216-10A16-050	16.0	10.0	9.2	160.0	22.1	0.6	0.31	15900	2	R216-10 02			
12.0	10.8	6.0	12	20	85°	6.0	0	2	R216-12A20-045	20.0	12.0	10.8	200.0	22.0	1.2	0.54	21000	2	R216-12 02			
16.0	14.4	8.0	16	20	85°	8.0	1	2	R216-16A20-045	20.0	16.0	14.7	200.0	29.6	1.2	0.54	20000	2	R216-16 03			
20.0	17.9	10.0	20	25	85°	10.0	1	2	R216-20A25-035	25.0	20.0	18.4	200.0	36.5	2.0	0.68	24000	2	R216-20 13			
25.0	22.3	12.5	25	32	85°	12.5	1	2	R216-25A32-065	32.0	25.0	23.2	250.0	43.4	3.0	1.69	24000	2	R216-25 04			
30.0	26.9	15.0	30	16	32	85°	15.0	1	2	R216-30A32-070	32.0	30.0	26.8	250.0	60.4	5.0	1.74	19500	2	R216-30 06	1	APMT 160408-M
32.0	28.6	16.0	32	32	85°	16.0	1	2	R216-32A32-070	32.0	32.0	29.0	250.0	70.0	5.0	1.56	18500	2	R216-32 06			

Pastilha CoroMill® 216 Ball Nose

	CEMR	Código para pedido	Dimensões, mm												LE	S												
			P	M	K	N	S	H	130	420	430	1130	2040	4840			4340	H3A	H3A	H3A	S3T	1070	1130					
10	4.9	R216-10 02 E-M	*																					8.6	1.70			
12	5.9	R216-12 02 E-M	*																						10.8	2.38		
	6.0	R216-12 02 M-M	*	*																					10.8	2.38		
	7.8	R216-16 03 E-M	*	*	*																					14.4	3.18	
	8.0	R216-16 03 M-M	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*		14.4	3.18

Classes para fresamento

H Aços endurecidos

Classes complementares

GC1025 (HC) - H15 (H10 - H20)

Classe de metal duro com cobertura PVD para fresamento em peças endurecidas com baixos avanços e velocidades moderadas.

ISO H	Nº MC	No. CMC	Material	Força de corte específica K _{ct}	Dureza Brinell HB	mc	GC3040	GC1010	GC1130	GC1025
							Espessura máxima de cavacos, h _{ex} mm			
							0.1 - 0.2 - 0.25	0.07 - 0.12 - 0.2	0.07-0.12-0.2	0.07-0.12-0.2
							Velocidade de corte v _c , m/min			
H1.3.Z.HA		04.1	Aços extra-duros Endurecidos e temperados	4200	59 HRC	0.25	45-33-29	110-95-80	40-36-29	40-36-29
H2.0.C.U.T		10.1	Ferros fundidos coquilhados Fundidos ou fundidos e envelhecidos	2250	400	0.28	85-65-55	215-185-150	75-70-55	75-70-55

Código para pedido	Avanço por dente, f _t mm/dente		Espessura máxima de cavacos, h _{ex} mm	
	Valor inicial	(mín. - máx.)	Valor inicial	(mín. - máx.)
APMT160408-M	0.35	(0.14-0.7)	0.25	(0.1-0.5)
R216-1002E-M	0.14	(0.06-0.21)	0.1	(0.04-0.15)
R216-1202E-M	0.14	(0.06-0.21)	0.1	(0.04-0.15)
R216-1202M-M	0.14	(0.08-0.21)	0.1	(0.04-0.15)
R216-1603E-M	0.14	(0.06-0.21)	0.1	(0.04-0.15)
R216-1603M-M	0.14	(0.08-0.21)	0.1	(0.06-0.15)
R216-20T3E-M	0.21	(0.06-0.25)	0.15	(0.04-0.18)

Anexo B- Valores numéricos de graus de tolerância-padrão IT para dimensões nominais até 3150 mm, (ABNT NBR 6158,1995).

Dimensão nominal (mm)		Graus de tolerância-padrão																	
		IT1 ^(B)	IT2 ^(B)	IT3 ^(B)	IT4 ^(B)	IT5 ^(B)	IT6	IT7	IT8	IT9	IT10	IT11	IT12	IT13	IT14 ^(C)	IT15 ^(C)	IT16 ^(C)	IT17 ^(C)	IT18 ^(C)
Acima	Até e inclusive	Tolerância (μm)										Tolerância (mm)							
		-	3 ^(C)	0,8	1,2	2	3	4	6	10	14	25	40	60	0,1	0,14	0,25	0,4	0,6
3	6	1	1,5	2,5	4	5	8	12	18	30	48	75	0,12	0,18	0,3	0,48	0,75	1,2	1,8
6	10	1	1,5	2,5	4	6	9	15	22	36	58	90	0,15	0,22	0,36	0,58	0,9	1,5	2,2
10	18	1,2	2	3	5	8	11	18	27	43	70	110	0,18	0,27	0,43	0,7	1,1	1,8	2,7
18	30	1,5	2,5	4	6	9	13	21	33	52	84	130	0,21	0,33	0,52	0,84	1,3	2,1	3,3
30	50	1,5	2,5	4	7	11	16	25	39	62	100	160	0,25	0,39	0,62	1	1,6	2,5	3,9
50	80	2	3	5	8	13	19	30	46	74	120	190	0,3	0,46	0,74	1,2	1,9	3	4,6
80	120	2,5	4	6	10	15	22	35	54	87	140	220	0,35	0,54	0,87	1,4	2,2	3,5	5,4
120	180	3,5	5	8	12	18	25	40	63	100	160	250	0,4	0,63	1	1,6	2,5	4	6,3
180	250	4,5	7	10	14	20	29	46	72	115	185	290	0,46	0,72	1,15	1,85	2,9	4,6	7,2
250	315	6	8	12	16	23	32	52	81	130	210	320	0,52	0,81	1,3	2,1	3,2	5,2	8,1
315	400	7	9	13	18	25	36	57	89	140	230	360	0,57	0,89	1,4	2,3	3,6	5,7	8,9
400	500	8	10	15	20	27	40	63	97	155	250	400	0,63	0,97	1,55	2,5	4	6,3	9,7
500	630 ^(B)	9	11	16	22	32	44	70	110	175	280	440	0,7	1,1	1,75	2,8	4,4	7	11
630	800 ^(B)	10	13	18	25	36	50	80	125	200	320	500	0,8	1,25	2	3,2	5	8	12,5
800	1000 ^(B)	11	15	21	28	40	56	90	140	230	360	560	0,9	1,4	2,3	3,6	5,6	9	14
1000	1250 ^(B)	13	18	24	33	47	66	105	165	260	420	660	1,05	1,65	2,6	4,2	6,6	10,5	16,5
1250	1600 ^(B)	15	21	29	39	55	78	125	195	310	500	780	1,25	1,95	3,1	5	7,8	12,5	19,5
1600	2000 ^(B)	18	25	35	46	65	92	150	230	370	600	920	1,5	2,3	3,7	6	9,2	15	23
2000	2500 ^(B)	22	30	41	55	78	110	175	280	440	700	1100	1,75	2,8	4,4	7	11	17,5	28
2500	3150 ^(B)	26	36	50	68	96	135	210	330	540	860	1350	2,1	3,3	5,4	8,6	13,5	21	33

Apêndice A- Programas NC e informação dos ensaios de fresamento helicoidal, (Autor, 2024).

Ensaio 1	Dados do furo
Programa NC N10; FURO DE 20 MM L_f N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f N40 M6 L_f N50 D1 (7,8) L_f N60 S600 M3 L_f N70 G0 Z200 L_f N80 G0 X28.50 Y0 L_f N90 G1 Z10 F2000 L_f N100 G1 Z0.50 L_f N110 G41 L_f N120 G1 X38.50 L_f N130 F95 L_f N140 G3 X38.50 Y0 Z-25 I= AC(28.50) J= AC(0) TURN= 102 L_f N150 G40 L_f N160 G1 X28.50 Y0 F2000 L_f N170 G1 Z200 L_f N180 M30 L_f	Dados do furo $D_b = 20$ mm $L_f = 16.2$ mm Dados da ferramenta $D_t = 16$ mm $z = 2$ Parâmetros do ensaio $v_c = 30$ m/min $a_p = 0,25$ mm $f_z = 0,08$ mm/dente $e = 2$ mm discordante Cálculos <ul style="list-style-type: none"> • rotação $n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{30 * 1000}{\pi * 16} = 597 \text{ rpm}$ • velocidade de avanço tangencial da fresa $v_{ft} = f_z * z * n = 0,08 * 2 * 600 = 95 \text{ mm/min}$

Ensaio 2	Dados do furo
Programa NC N10; FURO DE 26 MM L_f N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f N40 M6 L_f N50 D1 (7,8) L_f N60 S600 M3 L_f N70 G0 Z200 L_f N80 G0 X0 Y33 L_f N90 G1 Z10 F2000 L_f N100 G1 Z0.50 L_f N110 G42 L_f N120 G1 X13 L_f N130 F95 L_f N140 G2 X13 Y33 Z-25 I= AC(0) J= AC(33) TURN= 102 L_f N150 G40 L_f N160 G1 X0 Y33 F2000 L_f N170 G1 Z200 L_f N180 M30 L_f	Dados do furo $D_b = 26$ mm $L_f = 16.2$ mm Dados da ferramenta $D_t = 16$ mm $z = 2$ Parâmetros do ensaio $v_c = 30$ m/min $a_p = 0,25$ mm $f_z = 0,08$ mm/dente $e = 5$ mm concordante Cálculos <ul style="list-style-type: none"> • rotação $n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{30 * 1000}{\pi * 16} = 597 \text{ rpm}$ • velocidade de avanço tangencial da fresa $v_{ft} = f_z * z * n = 0,08 * 2 * 600 = 95 \text{ mm/min}$

Ensaio 3	Dados do furo
Programa NC N10; FURO DE 20 MM L_f N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f N40 M6 L_f N50 D1 (7,8) L_f N60 S600 M3 L_f N70 G0 Z200 L_f N80 G0 X-28.50 Y0 L_f N90 G1 Z10 F2000 L_f N100 G1 Z0.46 L_f N110 G41 L_f N120 G1 X-38.50 L_f N130 F143 L_f N140 G3 X-38.50 Y0 Z-25 I= AC(-28.50) J= AC(0) TURN= 67 L_f N150 G40 L_f N160 G1 X-28.50 Y0 F2000 L_f N170 G1 Z200 L_f N180 M30 L_f	Dados do furo $D_b = 20$ mm $L_f = 16.2$ mm Dados da ferramenta $D_t = 16$ mm $z = 2$ Parâmetros do ensaio $v_c = 30$ m/min $a_p = 0,38$ mm $f_z = 0,12$ mm/dente $e = 2$ mm discordante Cálculos <ul style="list-style-type: none"> • rotação $n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{30 * 1000}{\pi * 16} = 597 \text{ rpm}$ • velocidade de avanço tangencial da fresa $v_{ft} = f_z * z * n = 0,12 * 2 * 600 = 143 \text{ mm/min}$

continuação

Ensaio 4	Dados do furo
Programa NC	$D_b = 26 \text{ mm}$ $L_f = 16.2 \text{ mm}$
N10; FURO DE 26 MM L_f	Dados da ferramenta
N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f	$D_t = 16 \text{ mm}$ $z = 2$
N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f	Parâmetros do ensaio
N40 M6 L_f	$v_c = 30 \text{ m/min}$ $a_p = 0,38 \text{ mm}$ $f_z = 0,12 \text{ mm/dente}$
N50 D1 L_f (7,8)	$e = 5 \text{ mm}$ concordante
N60 S600 M3 L_f	Cálculos
N70 G0 Z200 L_f	• rotação
N80 G0 X0 Y-33 L_f	$n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{30 * 1000}{\pi * 16} = 597 \text{ rpm}$
N90 G1 Z10 F2000 L_f	• velocidade de avanço tangencial da fresa
N100 G1 Z0.46 L_f	$v_{ft} = f_z * z * n = 0,12 * 2 * 600 = 143 \text{ mm/min}$
N110 G42 L_f	
N120 G1 X13 L_f	
N130 F143 L_f	
N140 G2 X13 Y-33 Z-25 I= AC(0) J= AC(-33) TURN= 67 L_f	
N150 G40 L_f	
N160 G1 X0 Y-33 F2000 L_f	
N170 G1 Z200 L_f	
N180 M30 L_f	

Ensaio 5	Dados do furo
Programa NC	$D_b = 20 \text{ mm}$ $L_f = 16.2 \text{ mm}$
N10; FURO DE 20 MM L_f	Dados da ferramenta
N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f	$D_t = 16 \text{ mm}$ $z = 2$
N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f	Parâmetros do ensaio
N40 M6 L_f	$v_c = 40 \text{ m/min}$ $a_p = 0,25 \text{ mm}$ $f_z = 0,12 \text{ mm/dente}$
N50 D1 L_f (7,8)	$e = 2 \text{ mm}$ concordante
N60 S800 M3 L_f	Cálculos
N70 G0 Z200 L_f	• rotação
N80 G0 X28.50 Y0 L_f	$n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{40 * 1000}{\pi * 16} = 796 \text{ rpm}$
N90 G1 Z10 F2000 L_f	• velocidade de avanço tangencial da fresa
N100 G1 Z0.50 L_f	$v_{ft} = f_z * z * n = 0,12 * 2 * 600 = 191 \text{ mm/min}$
N110 G42 L_f	
N120 G1 X38.50 L_f	
N130 F191 L_f	
N140 G2 X38.50 Y0 Z-25 I= AC(28.50) J= AC(0) TURN= 102 L_f	
N150 G40 L_f	
N160 G1 X28.50 Y0 F2000 L_f	
N170 G1 Z200 L_f	
N180 M30 L_f	

Ensaio 6	Dados do furo
Programa NC	$D_b = 26 \text{ mm}$ $L_f = 16.2 \text{ mm}$
N10; FURO DE 26 MM L_f	Dados da ferramenta
N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f	$D_t = 16 \text{ mm}$ $z = 2$
N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f	Parâmetros do ensaio
N40 M6 L_f	$v_c = 40 \text{ m/min}$ $a_p = 0,25 \text{ mm}$ $f_z = 0,12 \text{ mm/dente}$
N50 D1 L_f (7,8)	$e = 5 \text{ mm}$ discordante
N60 S800 M3 L_f	Cálculos
N70 G0 Z200 L_f	• rotação
N80 G0 X0 Y33 L_f	$n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{40 * 1000}{\pi * 16} = 796 \text{ rpm}$
N90 G1 Z10 F2000 L_f	• velocidade de avanço tangencial da fresa
N100 G1 Z0.50 L_f	$v_{ft} = f_z * z * n = 0,12 * 2 * 600 = 191 \text{ mm/min}$
N110 G41 L_f	
N120 G1 X13 L_f	
N130 F191 L_f	
N140 G3 X13 Y33 Z-25 I= AC(0) J= AC(33) TURN= 102 L_f	
N150 G40 L_f	
N160 G1 X0 Y33 F2000 L_f	
N170 G1 Z200 L_f	
N180 M30 L_f	

continuação

Ensaio 7	Dados do furo
Programa NC	$D_b = 20 \text{ mm}$ $L_f = 16.2 \text{ mm}$
N10; FURO DE 20 MM L_f	Dados da ferramenta
N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f	$D_t = 16 \text{ mm}$ $z = 2$
N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f	Parâmetros do ensaio
N40 M6 L_f	$v_c = 40 \text{ m/min}$ $a_p = 0,38 \text{ mm}$ $f_z = 0,08 \text{ mm/dente}$
N50 D1 L_f (7,8)	$e = 5 \text{ mm}$ concordante
N60 S600 M3 L_f	Cálculos
N70 G0 Z200 L_f	• rotação
N80 G0 X-28.50 Y0 L_f	$n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{40 * 1000}{\pi * 16} = 796 \text{ rpm}$
N90 G1 Z10 F2000 L_f	• velocidade de avanço tangencial da fresa
N100 G1 Z0.46 L_f	$v_{ft} = f_z * z * n = 0,08 * 2 * 796 = 127 \text{ mm/min}$
N110 G42 L_f	
N120 G1 X-38.50 L_f	
N130 F127 L_f	
N140 G2 X-38.50 Y0 Z-25 I= AC(-28.50) J= AC(0) TURN= 67 L_f	
N150 G40 L_f	
N160 G1 X-28.50 Y0 F2000 L_f	
N170 G1 Z200 L_f	
N180 M30 L_f	

Ensaio 8	Dados do furo
Programa NC	$D_b = 26 \text{ mm}$ $L_f = 16.2 \text{ mm}$
N10; FURO DE 26 MM L_f	Dados da ferramenta
N20 G54 G64 G90 G17 G94 G71 L_f	$D_t = 16 \text{ mm}$ $z = 2$
N30 T1; FRESA ESFÉRICA DE 16 MM L_f	Parâmetros do ensaio
N40 M6 L_f	$v_c = 40 \text{ m/min}$ $a_p = 0,38 \text{ mm}$ $f_z = 0,08 \text{ mm/dente}$
N50 D1 L_f (7,8)	$e = 5 \text{ mm}$ discordante
N60 S800 M3 L_f	Cálculos
N70 G0 Z200 L_f	• rotação
N80 G0 X0 Y-33 L_f	$n = \frac{v_c * 1000}{\pi * D_t} = \frac{40 * 1000}{\pi * 16} = 796 \text{ rpm}$
N90 G1 Z10 F2000 L_f	• velocidade de avanço tangencial da fresa
N100 G1 Z0.46 L_f	$v_{ft} = f_z * z * n = 0,08 * 2 * 796 = 127 \text{ mm/min}$
N110 G41 L_f	
N120 G1 X13 L_f	
N130 F127 L_f	
N140 G3 X13 Y-33 Z-25 I= AC(0) J= AC(-33) TURN= 67 L_f	
N150 G40 L_f	
N160 G1 X0 Y-33 F2000 L_f	
N170 G1 Z200 L_f	
N180 M30 L_f	

Apêndice B- Média das respostas de cada ensaio de fresamento helioidal (Autor, 2024).

Ensaio Parâmetros	Ensaio n° 1	Ensaio n° 2	Ensaio n° 3	Ensaio n° 4	Ensaio n° 5	Ensaio n° 6	Ensaio n° 7	Ensaio n° 8
Velocidade de corte	30 (m/min)	30 (m/min)	30 (m/min)	30 (m/min)	40 (m/min)	40 (m/min)	40 (m/min)	40 (m/min)
Profundidade de Usinagem	0,25 (mm)	0,25 (mm)	0,38 (mm)	0,38 (mm)	0,25 (mm)	0,25 (mm)	0,38 (mm)	0,38 (mm)
Avanço por dente	0,08 (mm/dente)	0,08 (mm/dente)	0,12 (mm/dente)	0,12 (mm/dente)	0,12 (mm/dente)	0,12 (mm/dente)	0,08 (mm/dente)	0,08 (mm/dente)
Excentricidade	2 (mm)	5 (mm)	2 (mm)	5 (mm)	2 (mm)	5 (mm)	2 (mm)	5 (mm)
Sentido de Corte	discordante	concordante	discordante	concordante	concordante	discordante	concordante	discordante
Tempo de corte	calculado 01:07:07	calculado 01:27:15	calculado 00:29:23	calculado 00:38:12	calculado 00:33:33	calculado 00:43:37	calculado 00:33:04	calculado 00:42:59
	verificado 01:08:09	verificado 01:28:32	verificado 00:29:53	verificado 00:38:51	verificado 00:33:53	verificado 00:44:01	verificado 00:33:39	verificado 00:43:44
Forças de corte	F _x 1,7 (kN)	F _x 2,3 (kN)	F _x 2,5 (kN)	F _x 2,4 (kN)	F _x 1,9 (kN)	F _x 1,7 (kN)	F _x 2,4 (kN)	F _x 2,1 (kN)
	F _y 1,7 (kN)	F _y 2,7 (kN)	F _y 2,5 (kN)	F _y 2,2 (kN)	F _y 1,7 (kN)	F _y 2,4 (kN)	F _y 2,1 (kN)	F _y 2,2 (kN)
	F _z 1,0 (kN)	F _z 1,4 (kN)	F _z 1,3 (kN)	F _z 1,5 (kN)	F _z 1,3 (kN)	F _z 1,1 (kN)	F _z 1,2 (kN)	F _z 0,8 (kN)
	F _r 2,4 (kN)	F _r 3,6 (kN)	F _r 3,6 (kN)	F _r 3,2 (kN)	F _r 2,5 (kN)	F _r 2,9 (kN)	F _r 3,2 (kN)	F _r 3,0 (kN)
Desvio diametral	20 (µm)	103 (µm)	40 (µm)	114 (µm)	77 (µm)	72 (µm)	79 (µm)	37 (µm)
Circularidade	15 (µm)	18 (µm)	16 (µm)	19 (µm)	14 (µm)	14 (µm)	16 (µm)	13 (µm)
Cilindricidade	26 (µm)	23 (µm)	21 (µm)	20 (µm)	21 (µm)	15 (µm)	20 (µm)	17 (µm)
Rugosidades	R _a 2,0 (µm)	R _a 1,8 (µm)	R _a 2,8 (µm)	R _a 2,6 (µm)	R _a 2,4 (µm)	R _a 2,1 (µm)	R _a 2,7 (µm)	R _a 2,8 (µm)
	R _z 11,8 (µm)	R _z 10,3 (µm)	R _z 16,9 (µm)	R _z 14,8 (µm)	R _z 14,9 (µm)	R _z 12,4 (µm)	R _z 17,0 (µm)	R _z 15,8 (µm)
	R _t 23,1 (µm)	R _t 18,1 (µm)	R _t 27,8 (µm)	R _t 25,3 (µm)	R _t 25,5 (µm)	R _t 23,6 (µm)	R _t 29,0 (µm)	R _t 27,4 (µm)

Apêndice C- Testes de normalidade para as respostas (Autor, 2024).

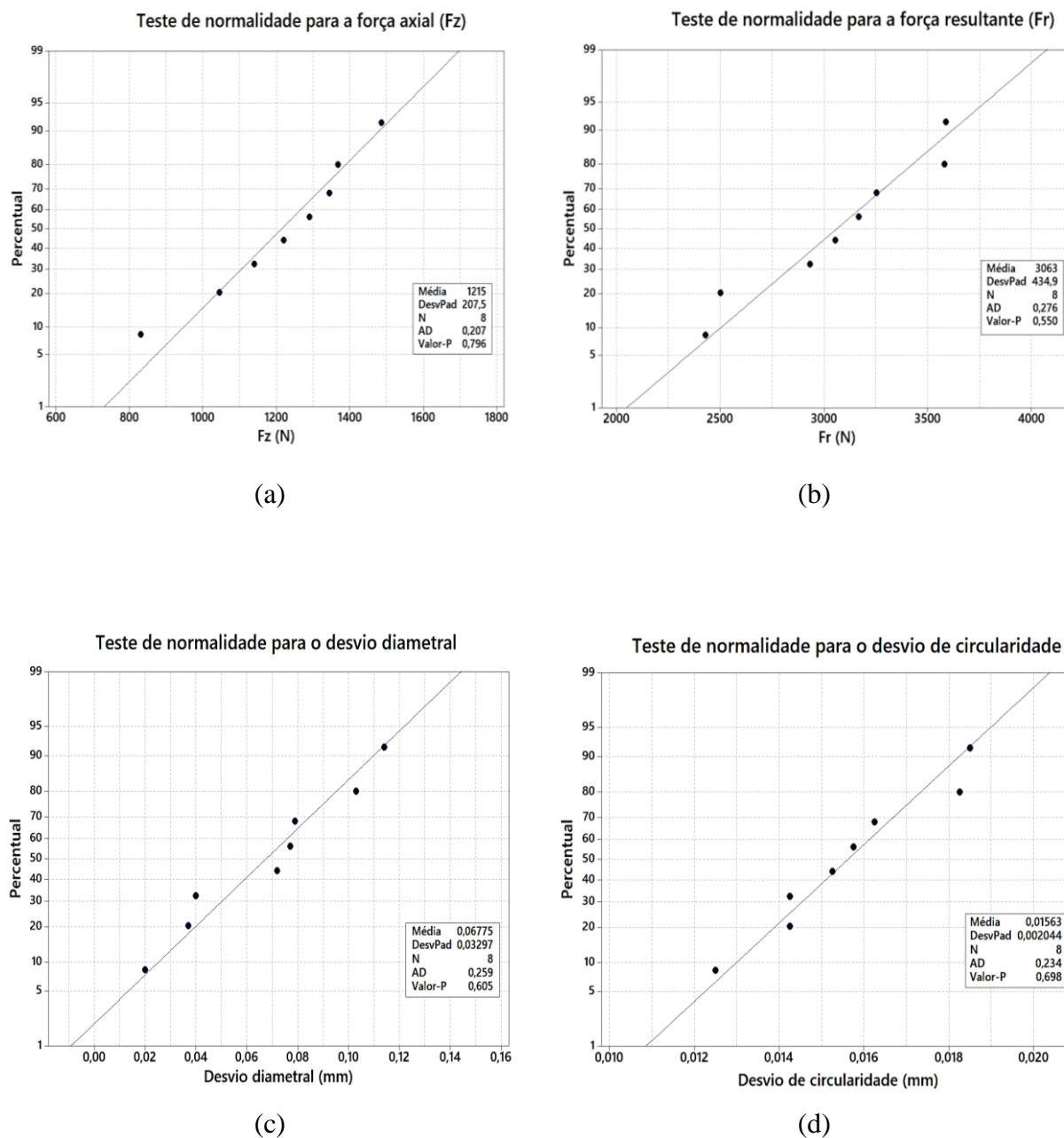
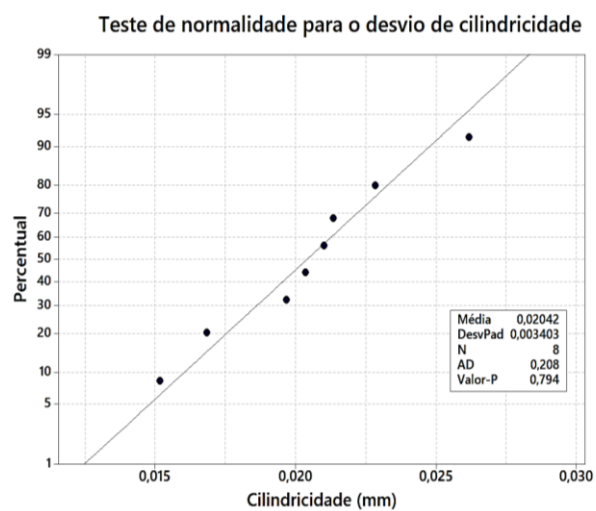
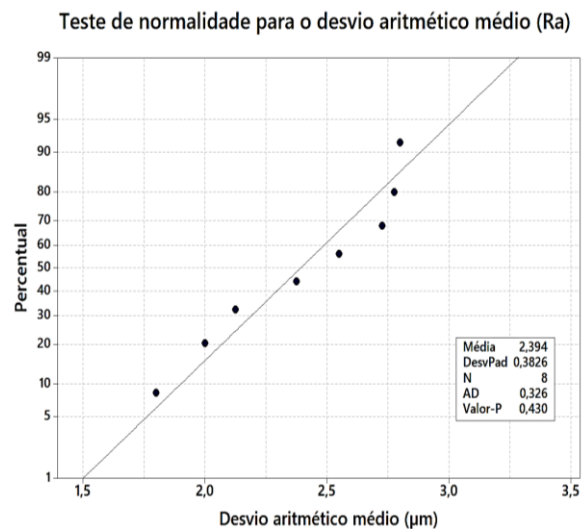


Figura C.1 - Resultados estatísticos (a) gráfico de probabilidade normal para (F_z), (b) gráfico de probabilidade normal para (F_r), (c) gráfico de probabilidade normal para o desvio diametral, (d) gráfico de probabilidade normal para circularidade.

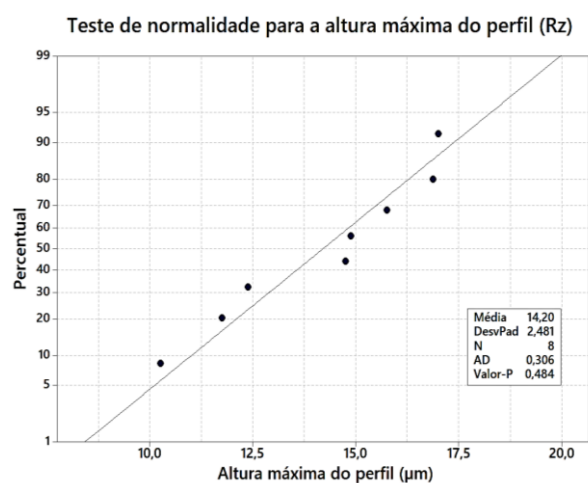
continuação



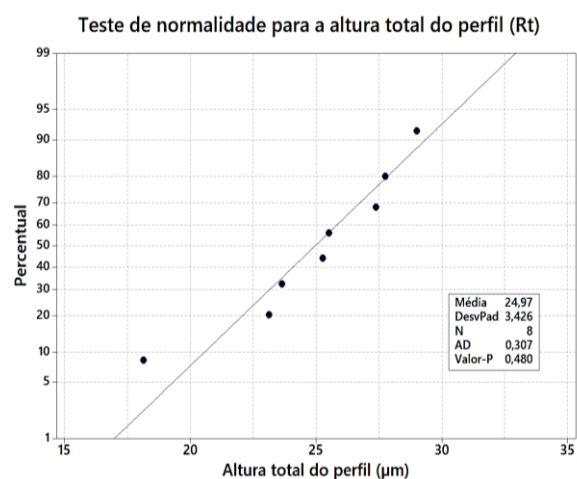
(e)



(f)



(g)



(h)

Figura C.1 - Resultados estatísticos (e) gráfico de probabilidade normal para cilindridade, (f) gráfico de probabilidade normal para desvio aritmético médio, (g) gráfico de probabilidade normal para altura máxima do perfil, (h) gráfico de probabilidade normal para altura total do perfil.

Apêndice D- Dimensões das cotas H_1 , H_2 e L_3 para os cálculos do grau de serrilhado (Gs) e da frequência do serrilhado (f) (Autor, 2024).

Parâmetros						Resultados		
Ensaio	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)	e (mm)	sentido de corte	H_1 (mm)	H_2 (mm)	L_3 (mm)
1	30	0,25	0,08	2	discordante	0,035	0,025	0,052
4	30	0,38	0,12	5	concordante	0,045	0,021	0,087
7	40	0,38	0,08	2	concordante	0,026	0,012	0,079
8	40	0,38	0,08	5	discordante	0,043	0,018	0,096