

ESTUDO DA FORÇA AXIAL F_a NO PROCESSO DE FRESAMENTO HELICOIDAL DO AÇO INOXIDÁVEL SUPERDUPLEX UNS S32760

Thais Fernanda Sousa Pires, thaisfpieres@yahoo.com¹
José Veríssimo Ribeiro de Toledo, verissimo@unifei.edu.br¹
Robson Bruno Dutra Pereira, robsondutra@ufsj.edu.br²
Gilbert Silva, gilbert@unifei.edu.br¹
João Roberto Ferreira, jorofe@unifei.edu.br¹

¹Universidade Federal de Itajubá, Av. BPS 1.303, 37.500-903 Itajubá, Minas Gerais, Brasil

²Universidade Federal de São João Del Rei, Rua Frei Orlando 170, 36.880-000 São João Del Rei, Minas Gerais, Brasil

Resumo. O estudo das forças de corte é importante para análise e planejamento do processo de usinagem. Devido a trajetória helicoidal realizada pela fresa, o processo de fresamento helicoidal possibilita a obtenção de furos de diferentes diâmetros sem necessidade de troca de ferramenta, alta precisão e acabamento superficial e redução da força de corte em apenas uma operação. Este artigo apresenta o estudo do efeito da força no processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável superduplex UNS S32760. A previsão das forças de corte auxilia na escolha dos parâmetros do processo e influencia na obtenção resultados. O modelo de forças de corte foi estabelecido para avaliar a previsão das forças de avanço no fresamento helicoidal em função do avanço axial, avanço tangencial e velocidade de corte e variáveis de ruído do aço inoxidável superduplex. Na execução do processo de fresamento, a força de axial F_a do componente dinâmico foram medidas usando um dinamômetro e amplificador de carga e observado o comportamento da força axial resultante. Os valores da força axial (F_a) variaram entre 70,7 a 125,3 N. A análise dos efeitos foi realizada considerando as respostas da força no eixo z no sistema de coordenadas da peça.

Palavras chave: Fresamento helicoidal. Força de avanço. Aço inoxidável Superduplex. Metodologia de superfície de resposta

1. INTRODUÇÃO

Os aços inoxidáveis superduplex apresentam proporção quase idêntica de fases de ferrita e austenita após tratamento térmico adequado. Devido essa estrutura bifásica esses materiais conferem excelente resistência a corrosão, alta resistência mecânica e dureza e são aplicados especialmente nas indústrias petroquímica, de energia e plataformas de óleo e gás (Policena, 2018; Tavares, 2018). Entretanto, as ligas inoxidáveis são caracterizadas pela difícil usinabilidade e altas taxas de encruamento podendo ocorrer modificações mecânicas no aumento da velocidade de corte para endurecimento por deformação durante a usinagem (Nomani, 2017).

O processo de fresamento helicoidal possibilita a obtenção de furos de diferentes diâmetros ajustando o diâmetro da trajetória helicoidal sem necessidade de troca de ferramenta durante o processo. Em relação à furação convencional, as forças de corte e temperatura também são relativamente menores no fresamento helicoidal e alta qualidade da superfície e precisão podem ser geradas no processo em uma única operação (Wang *et al.*, 2019), apresentando entre as vantagens a possibilidade de utilização em materiais de difícil usinabilidade.

A previsão da força de corte utilizando métodos de modelagem é uma importante área de pesquisa a fim de melhorar o planejamento do processo (Liu, 2012). Em relação à análise das respostas de interesse no fresamento helicoidal, a avaliação das respostas de força deve ser considerada por estar relacionada ao tempo de vida da ferramenta, consumo de energia e qualidade do furo (Ventura, 2013). Estudos recentes avaliam ainda o fresamento helicoidal como um novo processo de furação de alta qualidade que oferece muitas vantagens, como melhor transporte de cavacos e forças de corte e temperatura de corte mais baixas do que a furação convencional (Wang *et al.*, 2019).

Na maioria dos casos, as forças de corte são os parâmetros mais significativos nas operações de usinagem, sendo essencial a estimativa correta das componentes da força de usinagem para uma maior previsão da potência necessária, vibrações, qualidade da superfície da peça, precisão geométrica e garantia da estabilidade do processo de corte (Wang *et al.*, 2012). O desempenho de corte é afetado ainda por outros fatores, incluindo parâmetros de corte e geometria da ferramenta (Zhu, 2020). Assim, é fundamental o entendimento do mecanismo de geração de danos durante a perfuração no fresamento helicoidal usando análise e modelagem dos parâmetros de processo nos aços inoxidáveis superduplex a fim de redução de custos com ferramenta e melhora na qualidade do furo (Pereszlai, 2020; Sun, 2020).

Neste contexto, o objetivo desta pesquisa é avaliar a força axial F_a no processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável superduplex UNS S32760. Na execução do processo de fresamento helicoidal as variáveis de entrada avaliadas foram velocidade de corte (v_c), avanço axial (f_{za}) e avanço tangencial (f_{zt}), e as variáveis de ruído comprimento em balanço da fresa (l_{to}), altura medida do furo (l_b) e vazão do fluido de corte (Q) e realizada a avaliação das forças de corte do componente dinâmico com a utilização de um dinamômetro e suporte de amplificador de carga.

2. CINEMÁTICA DO FRESAMENTO HELICOIDAL

A cinemática do processo de fresamento helicoidal é realizada com o percurso helicoidal da interpolação circular do eixo x e eixo y em sincronia com o avanço axial do eixo z (Fang *et al.*, 2015). No sistema de coordenadas da peça, a força axial é igual à componente F_z , de modo que $F_a = F_z$, no sistema de coordenadas da peça (Shan *et al.*, 2011, HE *et al.*, 2015). O desempenho do fresamento helicoidal pode ser compreendido através de expressão algébrica definindo a velocidade de avanço v_f como velocidade de avanço axial da hélice v_{fha} em mm/mim e em velocidade de avanço tangencial da hélice v_{fht} em mm/mim, que são grandezas no percurso de avanço (direções axial e tangencial) combinando corte periférico e frontal, descrita na Eq. (1) obtidas em termos de velocidade de avanço tangencial da aresta de corte v_{ft} apresentadas a seguir de acordo com o estudo de Denkena (2008). A velocidade de avanço tangencial da hélice v_{fht} é representada pelo diâmetro da hélice D_h em mm sobre o diâmetro do furo D_b em mm, considerando a velocidade tangencial v_{ft} , que por sua vez é expressa em função do avanço tangencial por dente f_{zt} e velocidade de rotação n . A velocidade tangencial é compreendida na Eq. (2), onde o avanço tangencial é f_{zt} em mm/dente e z é o número de dentes da fresa. As características do processo de fresamento helicoidal são ilustradas esquematicamente na Fig. 1.

$$v_f = \sqrt{v_{fha}^2 + v_{fht}^2} \quad (1)$$

$$v_{ft} = f_{zt} \cdot z \cdot n \quad (2)$$

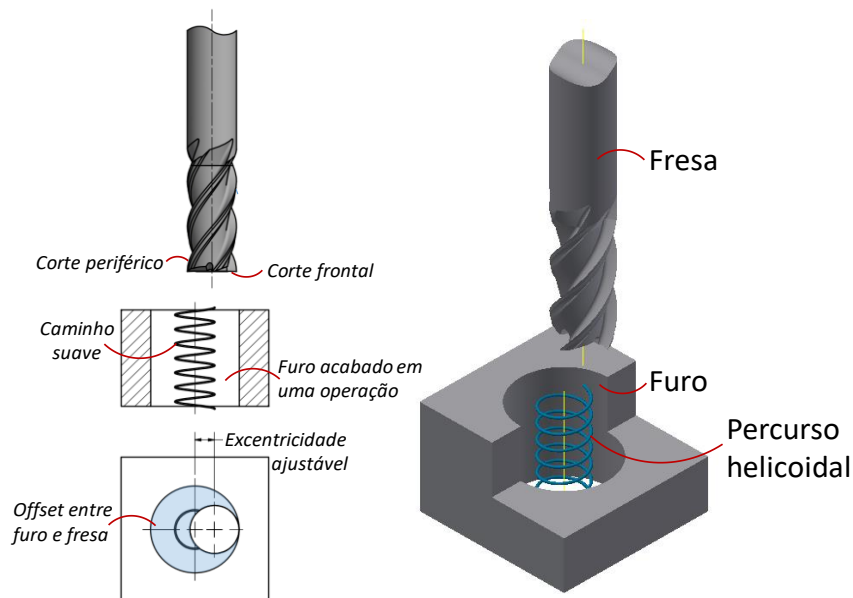


Figura 1. Características do processo de fresamento helicoidal
Fonte: Tese PEREIRA, 2017

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os experimentos foram realizados no Laboratório de Automação da Manufatura (LAM) da Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI) em um centro de usinagem vertical ROMI[®] D 600 com curso longitudinal da mesa (eixo X) de 600 mm, curso transversal (eixo Y) de 530 mm e curso do cabeçote (eixo Z) de 580 mm. A ferramenta de corte utilizada na realização dos ensaios foi uma fresa inteiriça da linha Coromill Plura código ISO/ANSI R215.H4-10050DAC0P 1620 com diâmetro de 10 mm e 4 dentes, com cobertura de TiAlN depositada por PVD da Sandvik[®].

Os corpos de prova do aço inoxidável superduplex UNS S32760 com dureza de 26 HRC (258 HBW) foram usinados previamente com diâmetro de 24 mm e altura de 15 mm, tendo um ressalto com diâmetro 25,40 mm para fixação dos mesmos no dispositivo de fixação e diâmetro dos furos usinados de 18 mm. Os parâmetros de controle considerados no

estudo foram velocidade de corte (v_c), avanço axial (f_{za}) e avanço tangencial (f_{zt}), com v_c variando entre 35 e 65 m/min, f_{za} variando entre 0,10 e 0,20 $\mu\text{m}/\text{volta}$ e f_{zt} entre 0,10 e 0,20 mm/volta. Para medição das forças de corte e avanço foi utilizado um dinamômetro estacionário com três componentes modelo 9257BA, com amplificador de carga de sinais 5233A e software *Dynoware* ambos da Kistler®. As medições de força foram realizadas a uma frequência de 500 Hz. Posteriormente foi selecionada apenas a região de interesse relativa à posição do furo para cada experimento, uma vez que a altura a ser medida na superfície do furo foi considerada como fator de ruído. Em virtude da grandeza da obtenção de pontos em cada frequência, foram consideradas pequenas amostras, de tamanhos idênticos em cada posição. A Figura 2 apresenta o corpo de prova e corpo de prova usinado do aço inoxidável superduplex UNS S32760.



Figura 2. Setup experimental, corpo de prova e corpo de prova usinado do aço inoxidável super duplex UNS S32760

O planejamento experimental foi realizado no laboratório de processos de fabricação do Núcleo de Otimização da Manufatura e de Tecnologia da Inovação (NOMATI) do Instituto de Engenharia de Produção e Gestão (IEPG) da Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI). Os experimentos foram conduzidos com base em um planejamento composto central (*Central Composite Design* - CCD) com a finalidade de modelagem e estimativa dos efeitos, combinado com as variáveis de controle e de ruído nas respostas consideradas de forma a viabilizar a obtenção de modelo de resposta de segunda ordem. O planejamento experimental é composto por um projeto fatorial a meia fração com $n_f = 2^{(k+r-1)} = 2^{(3+3)-1} = 32$ pontos fatoriais, $n_c = 9$ pontos centrais e $n_a = 2k = 2 \times 3 = 6$ pontos axiais totalizando 47 experimentos.

O planejamento composto central tem o objetivo de estimar modelos de segunda ordem, com capacidade de previsão da estratégia de experimentação sequencial que permite garantir economia na experimentação e busca de região de curvatura e máximo crescimento da função estimada (Box, 1951). No CCD, os pontos fatoriais ou fracionados são usados para estimar os efeitos lineares e interações de segunda ordem. Os pontos centrais são usados para estimar o erro experimental de maneira independente, e, assim como os pontos axiais, contribuem na estimativa dos termos quadráticos.

Na consideração dos fatores de controle, f_{za} e f_{zt} variaram entre 0,10 e 0,20 mm/volta e v_c entre 35 e 65 m/min. Os fatores de ruído considerados, comprimento em balanço l_{to} variou entre 27 e 31 mm, a altura medida do furo l_b entre início e fim e a vazão do fluido de corte Q entre 5 e 20 lts/min.

Após a realização dos ensaios experimentais e medições com o dinamômetro foram utilizados métodos de regressão e inferência estatística, como o método dos mínimos quadrados ponderados (*Weighted Least Squares* – WLS) e teste t para modelagem e teste de significância dos efeitos das variáveis avaliadas na resposta de interesse. Foi realizado o modelo de superfície de resposta para a resposta de interesse da força axial F_a em função dos parâmetros do fresamento helicoidal. As análises estatísticas foram conduzidas no software livre R (*R CORE TEAM*, 2020), sendo utilizados os pacotes: *rsm* (Lenth, 2009) para superfície de resposta e *olsrr* (Hebbali, 2020) para teste de homoscedasticidade.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Tabela 1 apresenta os resultados dos valores da força axial (F_a). A variação das respostas de força axial F_a apresentou maior magnitude variando de 70,7N a 125,37N. Sabe-se pela literatura que no fresamento helicoidal a força axial é a mais importante em termos de magnitude (Wang *et al.*, 2012).

Tabela 1. Matriz experimental e valores da força F_a para o fresamento helicoidal do aço inox super duplex UNS S32760

Ordem Padrão	Variáveis de controle			Variáveis de ruído			F_a [N]
	f_{za} [-]	f_{zt} [-]	v_c [-]	l_{to} [-]	l_b [-]	Q [-]	
1	0,1	0,1	35	27	-1	-1	122,202
2	0,2	0,1	35	27	-1	1	102,100
3	0,1	0,2	35	27	-1	1	99,260

4	0,2	0,2	35	27	-1	-1	94,290
5	0,1	0,1	65	27	-1	1	90,670
6	0,2	0,1	65	27	-1	-1	88,000
7	0,1	0,2	65	27	-1	-1	78,628
8	0,2	0,2	65	27	-1	1	80,190
9	0,1	0,1	35	31	-1	1	111,285
10	0,2	0,1	35	31	-1	-1	101,200
11	0,1	0,2	35	31	-1	-1	96,320
12	0,2	0,2	35	31	-1	1	94,290
13	0,1	0,1	65	31	-1	-1	90,380
14	0,2	0,1	65	31	-1	1	87,180
15	0,1	0,2	65	31	-1	1	82,580
16	0,2	0,2	65	31	-1	-1	87,144
17	0,1	0,1	35	27	1	1	113,127
18	0,2	0,1	35	27	1	-1	100,500
19	0,1	0,2	35	27	1	-1	94,470
20	0,2	0,2	35	27	1	1	93,390
21	0,1	0,1	65	27	1	-1	90,380
22	0,2	0,1	65	27	1	1	86,880
23	0,1	0,2	65	27	1	1	81,630
24	0,2	0,2	65	27	1	-1	84,002
25	0,1	0,1	35	31	1	-1	102,100
26	0,2	0,1	35	31	1	1	93,044
27	0,1	0,2	35	31	1	1	94,350
28	0,2	0,2	35	31	1	-1	90,890
29	0,1	0,1	65	31	1	1	88,070
30	0,2	0,1	65	31	1	-1	84,630
31	0,1	0,2	65	31	1	-1	80,780
32	0,2	0,2	65	31	1	1	95,394
33	0,031079	0,15	50	29	0	0	85,299
34	0,268921	0,15	50	29	0	0	77,201
35	0,15	0,0310	50	29	0	0	88,215
36	0,15	0,268	50	29	0	0	70,705
37	0,15	0,15	14,323	29	0	0	125,372
38	0,15	0,15	85,676	29	0	0	91,928
45	0,15	0,15	50	29	0	0	82,580
46	0,15	0,15	50	29	0	0	83,390
47	0,15	0,15	50	29	0	0	80,800
48	0,15	0,15	50	29	0	0	82,440
49	0,15	0,15	50	29	0	0	82,143
50	0,15	0,15	50	29	0	0	82,565
51	0,15	0,15	50	29	0	0	82,143
52	0,15	0,15	50	29	0	0	81,530
53	0,15	0,15	50	29	0	0	81,630

Através do teste de homocedasticidade de Breush-Pagan foi possível verificar a relação da variância dos erros dos modelos de regressão com os valores das variáveis independentes. Como os dados são heterocedásticos, realizou-se a modelagem através dos mínimos quadrados ponderados, onde os resultados que apresentam erros maiores são menos considerados no modelo. A Tabela 2 apresenta a análise dos resultados obtidos e o teste t, onde as variáveis de controle x_1 , x_2 e x_3 correspondem a f_{za} , f_{zt} e v_c , respectivamente, e, as variáveis de ruído z_1 , z_2 e z_3 representam os valores de l_{to} , l_b e Q , respectivamente.

Tabela 2. Teste t para os coeficientes do modelo de força

	Estimate	Std. Error	t value	Pr(> t)	
(Intercept)	83,9397	11405	73,602	< 2e-16	***
x1	-1,9163	0,1942	-9,870	4,17e-10	***
x2	-3,4885	0,1883	-18,522	4,10e-16	***
x3	-7,2984	0,1948	-37,460	< 2e-16	***
z1	-0,5554	0,3847	-1,444	0,161187	
z2	-0,9362	0,4515	-2,074	0,048566	*
z3	0,1711	0,4741	0,361	0,721249	
I(x1^2)	0,9978	0,7790	1,281	0,212007	
I(x2^2)	0,6598	0,7765	0,850	0,403556	
I(x3^2)	5,8465	0,7791	7,504	7,39e-08	***
x1:x2	2,4408	0,4597	5,310	1,67e-05	***
x1:x3	2,2569	0,4671	4832	5,76e-05	***
x1:z1	0,9068	0,4540	1,997	0,056787	.
x1:z2	0,6892	0,4559	1,512	0,143157	
x1:z3	-0,1463	0,4583	-0,319	0,752136	
x2:x3	1,7019	0,4540	3,748	0,000943	***
x2:z1	1,6175	0,4673	3,461	0,001945	**
x2:z2	1,1094	0,4686	2368	0,025945	*
x2:z3	0,6741	0,4552	1,481	0,151105	
x3:z1	1,6053	0,4591	3497	0,001780	**
x3:z2	1,4596	0,4557	3203	0,003688	**
x3:z3	0,2501	0,4605	0,543	0,591848	

Signif. codes: 0 '***' 0,001 '**' 0,01 '*' 0,05 '.' 0,1 ' ' 1

Residual standard error: 1.118 on 25 degrees of freedom Multiple R-squared: 0.9992, Adjusted R-squared: 0.9985
F-statistic: 1460 on 21 and 25 DF, p-value: < 2.2e-16. Pelo coeficiente de determinação ajustado R^2_{aj} , o modelo para força axial explica 99,85% da variabilidade dos dados.

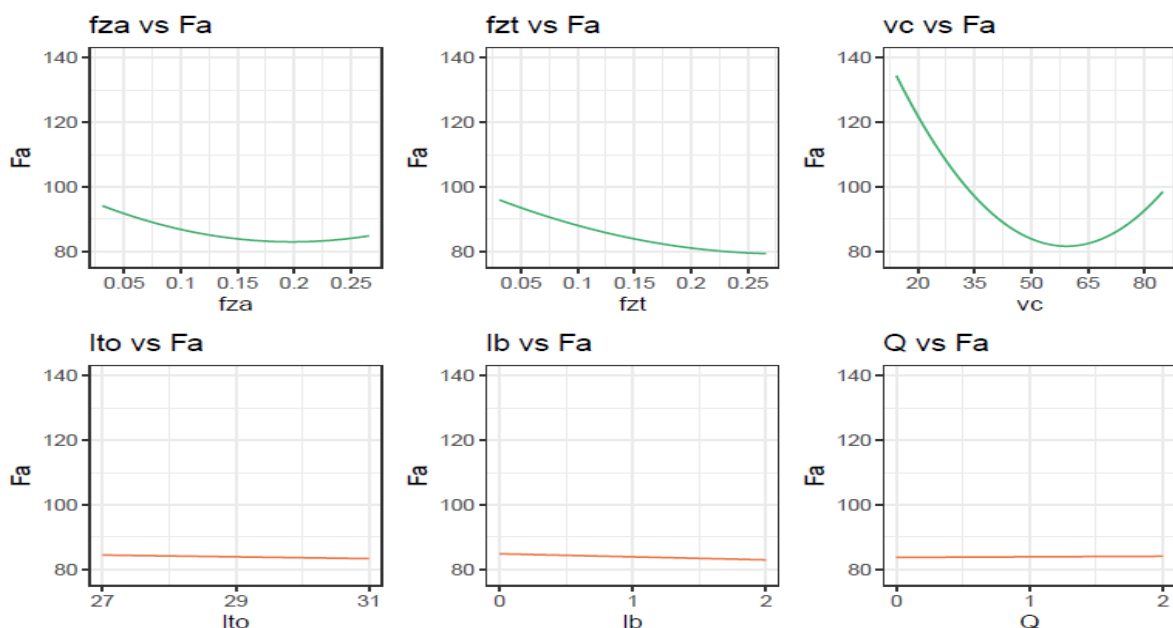


Figura 2. Gráfico de efeitos principais das respostas de força axial F_a

No que diz respeito aos efeitos lineares e considerando o nível de significância adotado $\alpha = 0,05$, observou-se que fza , fzt e vc foram estatisticamente significativos com $p\text{-valor} < \alpha$. A Figura 2 ilustra o efeito isolado de cada variável de controle na resposta F_a . A modificação nos níveis de fza e fzt produz efeito negativo, ou seja, diminui a resposta F_a . A variável de controle vc tem efeito negativo na resposta do ponto extremo direito até ponto central e efeito positivo a partir do ponto central de seus níveis.

Considerando os efeitos quadráticos das variáveis de controle, verifica-se que apenas $vc*vc$ apresentou significância estatística com $p\text{-valor} < \alpha$. Sobre o efeito das interações, $fza*fzt$, $fza*vc$, $fza*lto$, $fzt*vc$, $fzt*lto$, $fzt*lb$, $vc*lto$ e $vc*lb$ apresentaram significância estatística, o que evidencia a relação do efeito de uma variável de controle dependente do nível das demais variáveis, não podendo ser avaliada apenas de forma isolada.

O comprimento de balanço da ferramenta (lto), altura medida do furo (lb) e vazão do fluido (Q) não apresentaram efeito significativo nas respostas de F_a . O efeito linear positivo da variável lto pode ser resultado da deflexão da ferramenta, vibrações ou instabilidade causadas pela variável de ruído no corte. Na análise da vazão de fluido de corte Q houve um efeito linear positivo de pequena variação, provocando pouca alteração nos valores da força F_a .

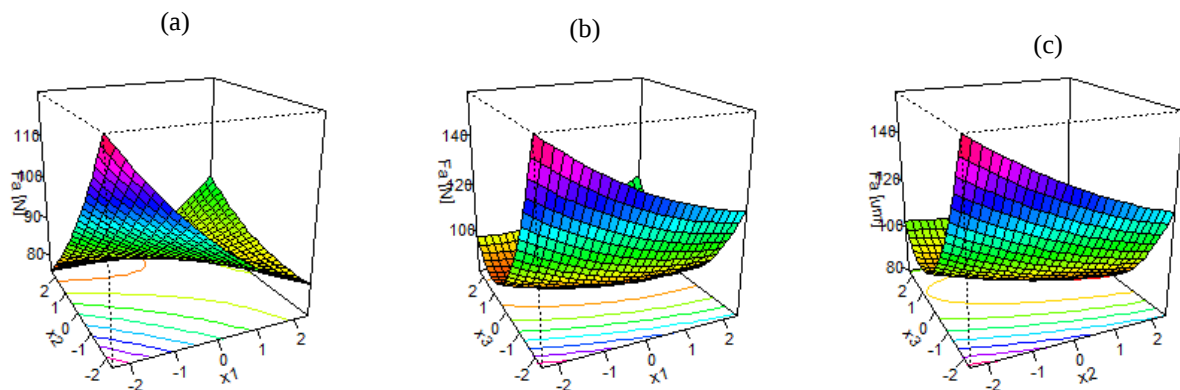


Figura 3. Gráficos de superfície de resposta dos valores da força axial F_a

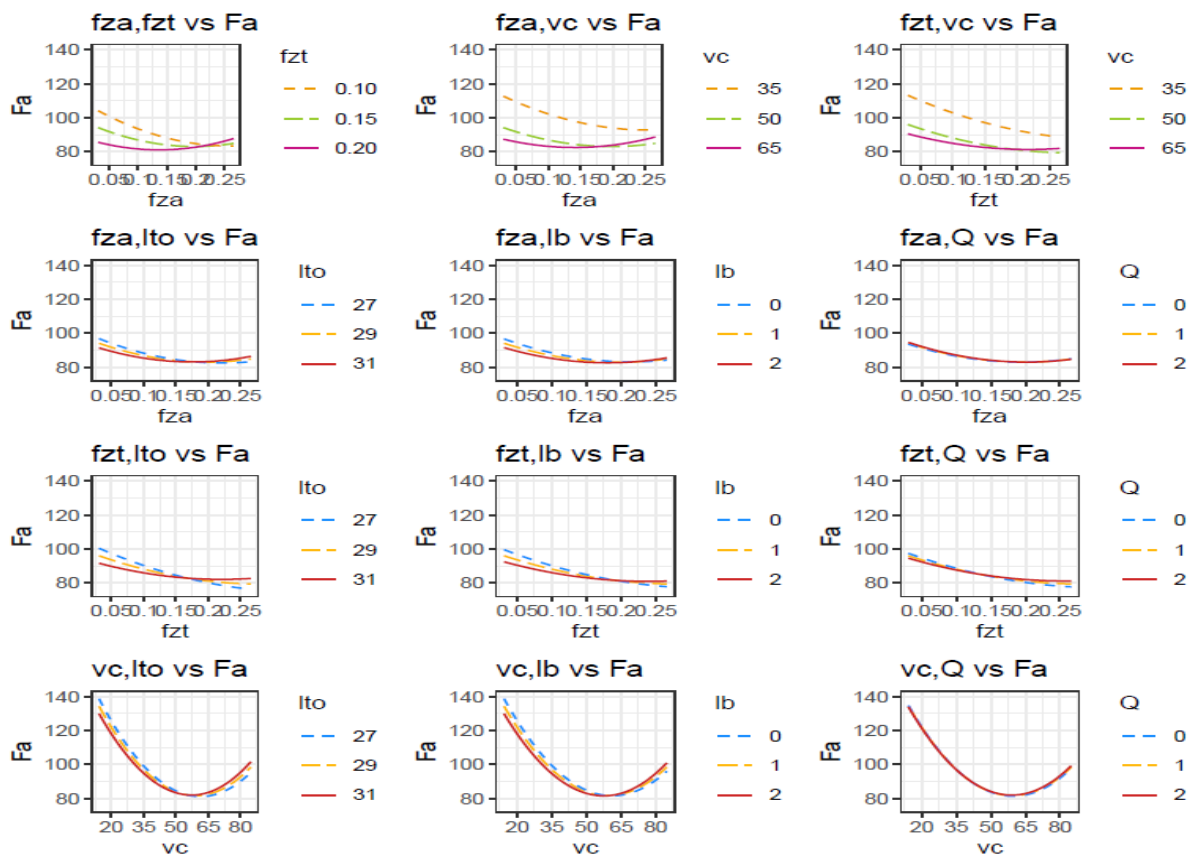


Figura 4. Gráficos de interações entre os parâmetros de controle e ruído

A Figura 3 apresenta as superfícies de resposta dos valores médios da força axial F_a , de acordo com os fatores avaliados pelo CCD. De acordo com a Fig. 3a, para um valor médio de fza (0,03 mm/volta) e avanço tangencial fzt em torno de 0,27 mm/volta obtêm-se baixos valores de força axial F_a em torno de 80N. Para a Fig. 3b, os valores baixos de força F_a estão nas condições, fza em torno de 0,03 mm/volta e vc em torno de 65 m/min obtendo-se forças abaixo de 80N. Na Fig. 3c, foi observado que na obtenção de baixas forças F_a em torno de 80N, os valores de vc foram de aproximadamente 65 m/min e fzt com um valor médio de 0,27 mm/volta.

Conforme apresentado na Fig. 4, o efeito das interações $fza*fzt$, $fza*vc$, $fzt*vc$, $fzt*lto$, $fzt*lb$, $vc*lto$ e $vc*lb$ são significativas. Dentre as interações geradas pelo modelo, pode-se dizer que $fza*fzt$, $fza*vc$ e $fzt*vc$ causam uma redução da força axial F_a com avanço axial e avanço tangencial até 0,20 mm/volta.

4. CONCLUSÕES

Este artigo apresenta os modelos de força de avanço considerando a variação do avanço tangencial, avanço axial, velocidade de corte, comprimento em balanço da fresa, altura do furo e vazão do fluido de corte no processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável superduplex UNS S32760. Os modelos propostos são validados pelos testes de verificação após a medição realizada pelo dinamômetro. A previsão dos modelos de fresamento helicoidal é precisa sob diferentes combinações de parâmetros de corte, o que possibilita a verificação de referências para os parâmetros de processo ideais em aplicações industriais.

Os valores da força axial (F_a) variaram entre 70,7 a 125,3 N. A análise do modelo da força axial mostrou que os dados são heterocedásticos, onde através da redução do modelo por mínimos quadrados ponderados foi obtido um coeficiente de determinação ajustado R^2_{aj} de 99,85%. Dentre os parâmetros avaliados, os níveis de avanço foram os mais expressivos na análise dos fatores que influenciaram nas forças de usinagem. A diminuição do avanço resultou na diminuição destas forças. Os níveis de velocidade de corte influenciaram positivamente os valores de força a partir do ponto central.

Na consideração dos efeitos quadráticos das variáveis de controle, verificou-se que apenas a interação vc apresentou significância estatística para os valores de F_a . De acordo com o teste t, o efeito das interações, $fza*fzt$, $fza*vc$, $fza*lto$, $fzt*vc$, $fzt*lto$, $fzt*lb$, $vc*lto$ e $vc*lb$ apresentaram significância estatística, e corrobora a relação entre os efeitos das variáveis de controle, com as forças obtidas no dinamômetro.

Os resultados permitem a avaliação das condições de corte e estruturação dos baixos valores de forças de usinagem com os níveis de qualidade e custos da operação. Através da análise dos parâmetros de corte pode-se obter melhores índices de qualidade do processo, maior qualidade dimensional e geométrica. Os valores ótimos encontrados foram de fza aproximadamente 0,03 mm/volta e vc em torno de 65 m/min para valores de força inferiores a 80N.

As forças de corte no processo de fresamento helicoidal do aço inoxidável superduplex UNS S32760 são relativamente pequenas, portanto o processo é adequado na obtenção de furos destes materiais. A avaliação do processo permite a escolha de condições de corte que combinem produtividade e baixos valores de forças de usinagem, e consequentemente, menores esforços que resultam em deflexão nas ferramentas.

5. AGRADECIMENTOS

Ao Núcleo de Otimização da Manufatura e de Tecnologia da Inovação (NOMATI) da Universidade Federal de Itajubá, campus de Itajubá, ao Centro de Inovação em Manufatura Sustentável (CIMS) da Universidade Federal de São João Del Rei, campus de São João Del Rei, CNPq, Fapemig e à Capes pelo apoio para a realização deste trabalho.

6. REFERÊNCIAS

- Box, G. E. P.; Wilson, K. B. On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. *Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological)*, v. 13, n. 1, p. 1-45, 1951.
- Denkena, B.; Boehnke, D.; Dege, J. H. Helical milling of CFRP-titanium layer compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 1, n. 2, p. 64-69, 2008.
- Fang, Q.; Pan, Z.; Fei, S.; Xie, X.; Ke, Y. A Novel Helical Milling End-Effector and Its Application. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, v. 20, n. 6, p. 3112-3122, 2015.
- He, G.; Li, H.; Jiang, Y.; Qin, X.; Zhang, X.; Guan, Y. Helical milling of CFRP/Ti-6Al-4V stacks with varying machining parameters. *Transactions of Tianjin University*, v. 21, n. 1, p. 56-63, 2015.
- Liu, C.; Wang, G.; Dargusch, M. Modelling, simulation and experimental investigation of cutting forces during helical milling operations. *International Journal Advanced Manufacturing Technology*, v.63, p.839-850, 2012.
- Nomani, J., Pramanik, A., Hilditch, T. e Littlefair, G., 2017. "Stagnation zone during the turning of Duplex SAF 2205 stainless steels alloy". *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 32, p. 1486-1489.
- Pereira, R. B. D.; Brandão, L. C.; Paiva, A. P.; Ferreira, J. R.; Davim, J. P. A review of helical milling process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 120, 2017.

- Pereszlai, C.; Geier, N. Comparative analysis of wobble milling, helical milling and conventional drilling of CFRPs. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 106, p.3913-3920, 2020.
- Policena, M. R., Devitte, C., Fronza, G., Garcia, R.F. e Souza, A.J., 2018. "Surface Roughness Analysis in Finishing End-Milling of Duplex Stainless Steel UNS S32205". *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 98, p. 1617-1625.
- Shan, Y.; He, N.; Li, L.; Zhao, W.; Qin, X. Orbital milling hole of aerospace Al-alloy with big pitch. *Transactions of Tianjin University*, v. 17, n. 5, p. 329-335, 2011.
- Sun, L.; Gao, H.; Wang, B.; Bao, Y.; Wang, M.; Ma, S. Mechanism of reduction of damage during helical milling of titanium/CFRP/aluminium stacks. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.107, p.4741-4753, 2020.
- Tavares, S. S. M., Pardal, J. M., Almeida, B. B., Mendes, M. T., Freire, J. L. F. Failure of superduplex stainless steel flange due to inadequate microstructure and fabrication process. *Engineering Failure Analysis*, v.84, p. 1-10, 2018.
- Ventura, C. E. H.; Hassui, A. Modeling of cutting forces in helical milling by analysis of tool contact angle and respective depths of cut. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 68, 2013.
- Wang, H.; Qin, X.; Ren, C.; Wang, Q. Prediction of cutting forces in helical milling process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 58, p. 849-859, 2012.
- Wang C.; Zhao, J.; Zhou, Y. Mechanics and dynamics study of helical milling process for nickel-based superalloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.106, p.2305-2316, 2019.
- Zhu, Z.; Wang, J.; Buck, D. Cutting performance in the helical milling of stone-plastic composite with diamond tools. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 31, p. 119-129, 2020.

7. RESPONSABILIDADE PELAS INFORMAÇÕES

Os autores são os únicos responsáveis pelas informações incluídas neste trabalho.

STUDY OF THE EFFECT OF HELICAL MILLING ON THE COMPONENT OF MACHINING AXIAL FORCE F_z OF STEEL STAINLESS SUPER DUPLEX UNS S32760

Thais Fernanda Sousa Pires, thaisfpres@unifei.edu.br¹

José Veríssimo Ribeiro de Toledo, verissimo@unifei.edu.br¹

Robson Bruno Dutra Pereira, robsondutra@ufsj.edu.br²

Gilbert Silva, gilbert@unifei.edu.br¹

João Roberto Ferreira, jorofe@unifei.edu.br¹

¹Federal University of Itajubá, Avenue BPS 1.303, 37.500-903 Itajubá, Minas Gerais, Brazil

²Federal University of São João Del Rei, Frei Orlando Street 170, 36.880-000 São João Del Rei, Minas Gerais, Brazil

Abstract. The study of cutting forces is important for the analysis and planning of the machining process. Due to the helical path made by the cutter, the helical milling process makes it possible to obtain holes of different diameters without the need for tool changes, high precision and surface finish and reduction of the cutting force in just one operation. This article presents the study of the effect of force on the helical milling process of UNS S32760 superduplex stainless steel. The prediction of cutting forces assists in the choice of process parameters and influences the achievement of results. The model of cutting forces was established to evaluate the prediction of feed forces in helical milling as a function of axial feed, tangential feed and cutting speed and noise parameters of superduplex stainless steel. In the execution of the milling process, the feed force F_a of the dynamic component was measured using a dynamometer and load amplifier and the behavior of the resulting axial force was observed. The values of axial force (F_a) ranged from 70.7 to 125.3 N. The analysis of the effects was performed considering the force responses on the z axis in the workpiece coordinate system.

Keywords: Helical milling. Feed force. Super duplex stainless steel. Response surface methodology.

RESPONSIBILITY NOTICE

The authors are the only responsible for the printed material included in this paper.