

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

EFEITO DO RAIOS DE PONTA DA FERRAMENTA E DOS PARÂMETROS  
DE CORTE NO FRESAMENTO DE TOPO DO AÇO INOXIDÁVEL  
DUPLEX DX 2205

por

Júlia Caniçali

Dissertação para obtenção do Título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, abril de 2022

EFEITO DO RAIOS DE PONTA DA FERRAMENTA E DOS PARÂMETROS  
DE CORTE NO FRESAMENTO DE TOPO DO AÇO INOXIDÁVEL  
DUPLEX DX 2205

por

Júlia Caniçali  
Engenheira Mecânica

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez

PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Heraldo José Amorim

DEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Ney Francisco Ferreira

PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 27 de abril de 2022

*Aos meus pais, Célio e Maria Aparecida*

## AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus em primeiro lugar, pela minha vida, e por me ajudar a ultrapassar todos os obstáculos encontrados ao longo do caminho.

Ao professor orientador Dr. André João de Souza, por todos os ensinamentos compartilhados, conselhos, disponibilidade e dedicação.

Ao doutorando Maurício R. Policena pelo suporte, disponibilidade, auxílio e troca de conhecimento.

Ao Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS- UFRGS), pelo fornecimento da infraestrutura, e em especial ao técnico Guilherme Vargas Schirmer, pelo auxílio técnico com a experimentação, disponibilidade e boas conversas.

Aos colegas de mestrado, Michele A. R. Bernardes e Emerson dos S. Passari pela amizade, assistência e suporte.

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica), e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo ensino gratuito e de qualidade e suporte financeiro concedido.

Às empresas Walter Tools pela doação das ferramentas de corte (cabeçote e insertos), a Outokumpu Co. pela doação do material e a Bondmann Química<sup>®</sup> pelo biofluido de corte.

Ao Laboratório de Tribologia (LATRIB-UFRGS), Laboratório de Fundição (LAFUN-UFRGS) e ao UPF Parque, pela disponibilidade da infraestrutura e auxílio nas análises.

À minha família, especialmente os meus pais Célio e Maria Aparecida, aos meus irmãos Juliana Caniçali e Adejander Caniçali, e às minhas tias Manuela R. Caniçali, Gerliane M. Caniçali e Daniela A. Caniçali, pelo apoio incondicional e incentivo ao longo do caminho.

Ao meu namorado Matheus Amorim e à minha sogra Adriana Amorim, por todo suporte e incentivo ao longo desses anos, e aos meus amigos, em especial Juliana K. Frigini e Danilo B. Aguiar, por sempre me incentivarem a seguir e não desanimar.

## RESUMO

Os aços inoxidáveis duplex (DSS) possuem grande aplicabilidade nas indústrias petroquímica, de celulose e gás. Os processos de usinagem apresentam particularidades que, somadas à usinabilidade do DSS, afetam a qualidade do produto final. Desta forma, este trabalho buscou avaliar o efeito do raio de ponta da ferramenta e dos parâmetros de corte sobre as forças de usinagem (parcelas estática e dinâmica das componentes ativa e passiva) e o acabamento da superfície gerados no fresamento de topo com fluido em abundância do aço inoxidável duplex Forta® DX 2205. Para tanto, as variáveis controláveis de entrada (velocidade de corte " $v_c$ ", avanço por dente " $f_z$ ", raio de ponta " $r_\epsilon$ " e a razão " $a_p/r_\epsilon$ ") foram randomizadas e otimizadas pelo projeto de experimentos Box-Behnken. Como resultado, os menores valores de força ativa foram obtidos para  $a_p$  e  $f_z$  mínimos combinados com  $v_c$  médio. O mesmo comportamento não foi verificado para a força passiva. Observou-se maior instabilidade no processo aplicando parâmetros de corte mais severos combinados com  $r_\epsilon = 0,8$  mm. Em relação às rugosidades, constatou-se que  $f_z$  foi o parâmetro mais significativo. Além disso, não houve influência significativa de  $v_c$ ,  $a_p/r_\epsilon$  (efeitos linear e quadrático) e do efeito linear de  $r_\epsilon$  sobre  $R_a$  e  $R_z$ . A otimização multivariada sugere a utilização de níveis baixos para  $f_z$  e  $r_\epsilon$  e níveis altos para  $v_c$  e  $a_p/r_\epsilon$  visando minimizar as parcelas estática e dinâmica da força ativa e passiva, pois os modelos de regressão para as rugosidades não ficaram bem ajustados aos dados.

**Palavras chaves:** Fresamento do aço inoxidável duplex, Raio de ponta do inserto, Força de usinagem, Rugosidade superficial, Box-Behnken Design.

## ABSTRACT

Duplex stainless steels (DSS) have great applicability in the petrochemical, pulp, and gas industries. The machining processes have particularities that, added to the machinability of DSS, affect the quality of the final product. Thus, this work aimed to evaluate the effect of the tool-nose radius and cutting parameters on the machining forces (static and dynamic portions of the active and passive components) and the surface finish generated in the flood end milling of duplex stainless steel Forta DX 2205. For this, the controllable input variables (cutting speed " $v_c$ ", feed per tooth " $f_z$ ", tool-nose radius " $r_\epsilon$ ", and " $a_p/r_\epsilon$ " ratio) were randomized and optimized via the Box-Behnken design of experiments. As a result, the lowest active force values were obtained for minimum  $a_p$  and  $f_z$  combined with medium  $v_c$ . The same behavior was not observed for the passive force. High process instability was observed when using more severe cutting parameters combined with  $r_\epsilon = 0.8$  mm. Regarding the roughness parameters, it was found that  $f_z$  was the most significant parameter. Furthermore, there was no significant influence of  $v_c$ ,  $a_p/r_\epsilon$  (linear and quadratic effects), and the linear effect of  $r_\epsilon$  on  $R_a$  and  $R_z$ . The multivariate optimization suggests using low levels for  $f_z$  and  $r_\epsilon$  and high levels for  $v_c$  and  $a_p/r_\epsilon$  aiming to minimize the static and dynamic parcels of active and passive force since the regression models for the roughness parameters were not well adjusted to data.

**Keywords:** Machining duplex stainless steel, Tool-nose radius, Machining force, Surface roughness, Box-Behnken Design.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Remoção de material no processo de fresamento [Mangoni, 2004].....	4
Figura 2.2	Fresamento frontal e fresamento periférico [Mangoni, 2004].....	5
Figura 2.3	Tipos de fresamento: (a) faceamento; (b) de cantos a 90°; (c) de topo; (d) de bordas; (e) de cavidades (f) de perfis [Groover, 2014].....	5
Figura 2.4	Componentes das forças de usinagem no fresamento frontal [Sória, 2016].....	9
Figura 2.5	Textura de uma superfície [Motta Neto, 2017].....	11
Figura 2.6	Representação da rugosidade média [Tavares, 2012].....	12
Figura 2.7	Representação da rugosidade média parcial [Tavares, 2012].....	13
Figura 2.8	Representação da rugosidade total [Tavares, 2012].	13
Figura 2.9	Distribuições de perfis de rugosidade: (a) assimetria; (b) curtose [Petropoulos et al., 2010].	14
Figura 2.10	Parâmetros descritivos da curva de Abbott-Firestone [Rahnejat, 2016].....	14
Figura 2.11	Contato da ferramenta com a peça: (a) representação do comprimento de contato; (b) força de usinagem em função da relação $a_p/r_\epsilon$ [Sória, 2016].	15
Figura 2.12	Projeto de experimentos Box-Behnken para três níveis [Montgomery, 2004].	17
Figura 3.1	Dimensões do corpo de prova.....	19
Figura 3.2	Centro de Usinagem Romi Discovery 308. ....	20
Figura 3.3	Características do inserto e do cabeçote [Adaptada de Walter Tools, 2021]....	21
Figura 3.4	(a) Verificação do erro de batimento radial da fresa; (b) Microscópio estereoscópio binocular Zeiss® Stemi 508.....	22
Figura 3.5	Sistema de aquisição de sinais de força (Cortesia do LAUS-UFRGS). ....	22
Figura 3.6	Sistema de aquisição de força: (a) dinamômetro piezelétrico Kistler 9129AA; (b) amplificador de carga Kistler 5070A10100. ....	23
Figura 3.7	Equipamentos utilizados para a medição dos dados de rugosidade: (a) rugosímetro Mitutoyo SurfTest SJ-201P; (b) interferômetro Bruker ContourGT-K 3D.....	24
Figura 4.1	Comportamento da força ativa.....	28
Figura 4.2	Comportamento da força passiva.....	29
Figura 4.3	Estado da ponta do inserto após usinagem do passe 9.....	30
Figura 4.4	Falhas geradas nas ferramentas: (a) lascamento; (b) desgaste abrasivo. ....	31

Figura 4.5	Gráficos dos efeitos principais sobre a força ativa: (a) $v_c$ ; (b) $f_z$ ; (c) $r_\varepsilon$ ; (d) $a_p/r_\varepsilon$ . .....	33
Figura 4.6	Gráficos dos efeitos principais sobre a força passiva: (a) $v_c$ ; (b) $f_z$ ; (c) $r_\varepsilon$ ; (d) $a_p/r_\varepsilon$ .....	34
Figura 4.7	Comparação entre valores observados e preditos força ativa. ....	35
Figura 4.8	Comparação entre valores observados e preditos força passiva. ....	35
Figura 4.9	Gráficos de contorno das parcelas estática e dinâmica da força ativa. ....	36
Figura 4.10	Gráficos de contorno das parcelas estática e dinâmica da força passiva. ....	37
Figura 4.11	Otimização multivariada das forças de usinagem.....	38
Figura 4.12	Comportamento das rugosidades $R_a$ e $R_z$ .....	40
Figura 4.13	Perfis de rugosidade e imagens da superfície usinada das amostras 4 e 17.....	41
Figura 4.14	Comparação das superfícies usinadas: (a) passe 4; (b) passe 8. ....	42
Figura 4.15	Perfil 2D e 3D da superfície usinada: (a) amostra 5; (b) amostra 14. No perfil tridimensional, vermelho indica picos mais elevados e azul vales mais profundos. ....	43
Figura 4.16	Perfil 2D e 3D da superfície usinada: (a) amostra 6; (b) amostra 18. No perfil tridimensional, vermelho indica picos mais elevados e azul vales mais profundos. ....	44
Figura 4.17	Perfil 2D e 3D da superfície usinada: (a) amostra 16*; (b) amostra 25*. No perfil tridimensional, vermelho indica picos mais elevados e azul vales mais profundos. ....	45
Figura 4.18	Estado do inserto após usinagem do passe 16*. ....	46
Figura 4.19	Gráficos dos efeitos principais sobre $R_a$ e $R_z$ : (a) $v_c$ ; (b) $f_z$ ; (c) $r_\varepsilon$ ; (d) $a_p/r_\varepsilon$ . ....	47
Figura 4.20	Perfis de rugosidade, AFC e ADF para as amostras geradas pelo: (a) passe 4, (b) passe 6; (c) passe 26.....	48
Figura 4.21	Comparação entre valores observados e preditos para $R_a$ e $R_z$ .....	49
Figura 4.22	Gráficos de contorno para $R_a$ e $R_z$ .....	50
Figura 4.23	Otimização multivariada para $R_a$ e $R_z$ .....	51



## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Composição química do aço Forta DX 2205 (% massa). ....	19
Tabela 3.2	Fatores e níveis utilizados nos testes. ....	25
Tabela 3.3	Combinações de parâmetros segundo o experimento BBD.....	26
Tabela 4.1	Valores de força obtidos durante o fresamento do UNS 2205.....	27
Tabela 4.2	ANOVA reduzida da $\mu F$ e $\Delta F$ da força ativa e passiva. ....	32
Tabela 4.3	Valores médios de $R_a$ e $R_z$ .....	39
Tabela 4.4	ANOVA reduzida da $R_a$ e $R_z$ na usinagem do DX 2205.....	46

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ADF	<i>Amplitude Distribution Function</i> (Função Distribuição de Amplitudes)
AFC	<i>Abbott-Firestone Curve</i> (Curva de Abbott-Firestone)
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de Alumínio
ANOVA	Análise de Variância
APC	Aresta Postiça de Corte
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> (Sociedade Americana de Testes e Materiais)
BBD	<i>Box-Behnken Design</i> (Experimento de Box-Behnken)
CCC	Estrutura cúbica de corpo centrado
CFC	Estrutura cúbica de face centrada
DOE	<i>Design of Experiments</i> (Projeto de Experimentos)
DSS	<i>Duplex Stainless Steel</i> (Aço Inoxidável Duplex)
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> (Organização Internacional para Padronização)
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i> (Deposição Física de Vapor)
RSM	<i>Response Surface Methodology</i> (Metodologia de Superfície de Resposta)
TiAlN	Nitreto de Titânio-Alumínio
UNS	<i>Unified Numbering System for Metals and Alloys</i> (Sistema de Numeração Unificado para Metais e Ligas)

## LISTA DE SÍMBOLOS

$a_e$	Largura de corte [mm]
$a_p$	Profundidade de corte [mm]
$a_p/r_\epsilon$	Relação entre profundidade de corte e raio de ponta do inserto [adm]
$b_n$	Coefficientes de regressão múltipla [adm]
$C_0$	Quantidade de pontos centrais [adm]
$D$	“Desejabilidade” ( <i>Desirability</i> ) Composta [adm]
$d$	“Desejabilidade” ( <i>Desirability</i> ) Individual [adm]
$f$	Avanço por volta [mm/volta]
$F_{ax}$	Força axial [N]
$F_r$	Força radial [N]
$F_t$	Força tangencial [N]
$F_a$	Força ativa [N]
$F_p$	Força passiva [N]
$F_U$	Força de usinagem [N]
$F_x$	Componente ortogonal de $F_U$ na direção x [N]
$F_y$	Componente ortogonal de $F_U$ na direção y [N]
$F_z$	Componente ortogonal de $F_U$ na direção z [N]
$f_z$	Avanço por dente [mm/z]
$h$	Espessura do cavaco [mm]
$k$	Número de variáveis de entrada [adm]
$K_{ax}$	Coefficiente de pressão específica de corte na direção axial [N/mm <sup>2</sup> ]
$K_r$	Coefficiente de pressão específica de corte na direção radial [N/mm <sup>2</sup> ]
$K_t$	Coefficiente de pressão específica de corte na direção tangencial [N/mm <sup>2</sup> ]
$l_c$	Comprimento de contato da ferramenta com a peça [mm]
$l_e$	Comprimento de amostragem [mm]
$l_m$	Comprimento de medição ou avaliação [mm]
$N$	Número de pontos experimentais [adm]
$n$	Rotação [rpm]
$r_\epsilon$	Raio de ponta da ferramenta de corte [mm]
$R^2$	Coefficiente de determinação [%]
$R_a$	Rugosidade média [ $\mu$ m]

$R_k$	Rugosidade do núcleo do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{ku}$	Fator de achatamento do perfil ( <i>Kurtosis</i> ) [adm]
$R_p$	Altura máxima do pico do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{pk}$	Região de pico [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{sk}$	Fator de assimetria do perfil ( <i>Skewness</i> ) [adm]
$R_t$	Rugosidade total [ $\mu\text{m}$ ]
$R_v$	Profundidade máxima do vale do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{vk}$	Região de vale [ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	Rugosidade média parcial [ $\mu\text{m}$ ]
$R_{zi}$	Altura máxima do perfil no comprimento de amostragem [ $\mu\text{m}$ ]
<i>Valor-p</i>	Probabilidade de significância [adm]
$v_c$	Velocidade de corte [mm/min]
$v_f$	Velocidade de avanço [mm/min]
$V_o$	Volume de retenção de óleo [ $\text{mm}^3$ ]
$X$	Fatores controláveis (fatores independentes de entrada) [adm]
$Y$	Variáveis de resposta (fatores dependentes de saída) [adm]
$z$	Número de dentes (arestas) da fresa [adm]
$\phi$	Diâmetro da fresa [mm]
$\alpha$	Nível de confiabilidade ou significância [adm]
$\Delta F$	Parcela dinâmica da força [N]
$\mu F$	Parcela estática da força [N]
$\varphi$	Ângulo de contato do dente da ferramenta com a peça [°]

# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	Objetivos.....	2
1.1.1	Objetivo geral .....	2
1.1.2	Objetivos específicos.....	2
1.2	Estrutura do Trabalho .....	3
<b>2</b>	<b>REFERENCIAL TEÓRICO E ESTADO DA ARTE .....</b>	<b>4</b>
2.1	Processo de Fresamento.....	4
2.2	Aço Inoxidável Duplex.....	7
2.3	Forças de Usinagem.....	8
2.4	Acabamento da Superfície Usinada.....	10
2.4.1	Parâmetros de rugosidade (amplitude) .....	11
2.4.2	Parâmetros estatísticos de rugosidade .....	13
2.5	Influência do Raio de Ponta da Ferramenta Sobre a Força e Rugosidade.....	15
2.6	Experimentos de Box-Behnken .....	16
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>19</b>
3.1	Caracterização do Corpo de Prova .....	19
3.2	Descrição da Máquina-Ferramenta.....	20
3.3	Especificação da Ferramenta de Corte .....	20
3.4	Avaliação do Estado da Ferramenta .....	21
3.5	Medição de Sinais de Força.....	22
3.6	Medição da Rugosidade.....	23
3.7	Planejamento Experimental .....	25
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO.....</b>	<b>27</b>
4.1	Análise das Forças de Usinagem .....	27
4.1.1	Instabilidade e falha da ferramenta.....	30
4.1.2	Análise estatística das parcelas estáticas e dinâmicas das forças ativas e passivas ....	31
4.1.3	Otimização multivariada.....	38
4.2	Análise da Rugosidade da Superfície Usinada .....	39
4.2.1	Análise estatística de $R_a$ e $R_z$ .....	46

4.3	Comentários.....	52
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>53</b>
5.1	Forças.....	53
5.2	Rugosidade .....	54
5.3	Sugestões para Trabalhos Futuros .....	56
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>57</b>
	<b>APÊNDICES .....</b>	<b>63</b>
	Apêndice A – Metodologia para Aquisição dos Sinais de Força .....	63
	Apêndice B – Algoritmo para Determinar AFC e ADF [Tavares, 2005]. .....	64

## 1 INTRODUÇÃO

Os aços inoxidáveis duplex (DSS – *Duplex Stainless Steel*) surgiram na década de 1930 na França com o propósito de reduzir o problema de corrosão intergranular dos aços inoxidáveis austeníticos (ASS – *Austenitic Stainless Steel*) e, por isso, adquiriram importância comercial. Nos anos 1940, durante a Segunda Guerra Mundial, a escassez de materiais e o controle não adequado de teores de elementos residuais resultou em menor interesse pelo DSS. A escassez de níquel no início dos anos 1950 incentivou o desenvolvimento de aços inoxidáveis com teores menores deste elemento, proporcionando o aperfeiçoamento dos aços duplex [Nunes, 2009].

Os DSS são ligas de ferro (Fe), cromo (Cr) níquel (Ni) formadas por uma estrutura bifásica composta por uma matriz ferrítica (fase  $\alpha$  – estrutura CCC) e ilhas de austenita (fase  $\gamma$  – estrutura CFC), com frações volumétricas aproximadamente iguais dessas fases. São ligas com porcentagem de Cr entre 20-30% e Ni entre 5-10% e baixo teor de carbono (inferior a 0,03%), para evitar a precipitação de carbeto de cromo ( $\text{Cr}_3\text{C}_2$ ). O alto teor de Cr melhora a resistência a corrosão pela formação da camada passiva. Porém, com o aumento de Cr, ocorre a precipitação de uma fase  $\sigma$  (estrutura tetragonal) que acarreta perda da ductilidade, tenacidade e resistência à corrosão. A resistência equivalente à corrosão por pite (PRE) dos DSS varia de 35 a 40 [Capello et al., 2003; IMO, 2014].

Os DSS possuem uma excelente resistência à corrosão e boas propriedades mecânicas. São frequentemente utilizados nas indústrias químicas e petroquímica, de papel e celulose e siderúrgicas. A indústria do segmento de petróleo e gás solicita que os componentes utilizados possuam acabamento adequado e excelente desempenho em ambientes corrosivos (elevado PRE). Em ambientes corrosivos, o potencial de formação de pites em uma superfície pode ser reduzido drasticamente através da usinagem com a obtenção de uma superfície lisa e livre de pequenas depressões localizadas [Gamarra, 2017; Garcia, 2019].

A usinagem do aço inoxidável duplex é geralmente considerada difícil pela alta taxa de endurecimento por deformação (encruamento), baixa condutividade térmica e formação de aresta postiça de corte (APC). A baixa condutividade térmica faz com que o calor fique concentrado na região de corte, intensificando a temperatura e posteriores falhas na ferramenta [Gowthaman et.al., 2020]. Assim, o estudo de como obter estes níveis possibilita entender a influência dos parâmetros de corte sobre as variáveis de resposta (força, acabamento etc.).

A geometria da ferramenta de corte é de grande importância para usinagem. Quanto mais preciso for o processo de usinagem, mais específica e adequada deverá ser a geometria da

ferramenta para que a mesma ofereça melhores condições para força de usinagem e acabamento [Reis, 2015]. Além das características da cunha cortante, o raio de ponta ( $r_\varepsilon$ ) é um parâmetro geométrico que afeta a rugosidade da superfície usinada e a resistência mecânica da ferramenta. No caso, recomenda-se que  $r_\varepsilon$  seja pelo menos duas vezes maior que o avanço por dente ( $f_z$ ) para minimizar as marcas de avanço na peça usinada e fortalecer a ponta do inserto. No entanto, um raio de ponta muito grande pode aumentar a vibração durante o processo de fresamento prejudicando o acabamento [Machado et.al., 2015]. Por outro lado, um  $f_z$  muito pequeno pode fazer com que a operação não atinja a espessura mínima do cavaco, deformando a superfície do material sem cortá-lo efetivamente (efeito *ploughing*). Isto pode diminuir a vida da ferramenta, prejudicar a estabilidade do processo e danificar o acabamento da superfície [Yun et al., 2011].

O conhecimento das variáveis de resposta é fundamental para estimar a potência necessária ao corte e determinar os parâmetros de corte em condições de trabalho. Estes elementos, quando combinados de forma inadequada, dificultam a formação de cavacos [Machado et.al., 2015]. Assim, a metodologia de superfície de resposta (RSM – *Response Surface Methodology*) surge como uma ferramenta estatística adequada para otimizar os parâmetros de corte visando minimizar as variáveis de resposta. Uma forma de realizar um planejamento RSM estruturado é através do experimento Box-Behnken (BBD – *Box-Behnken Design*). O BBD é um método de otimização estatística que tem como objetivo obter simultaneamente os melhores resultados em um conjunto de fatores que influenciam um processo. No projeto, cada variável possui três níveis e os pontos experimentais se distribuem de forma equidistantes do ponto central (-1, 0, +1) [Garcia, 2019].

## 1.1 Objetivos

### 1.1.1 Objetivo geral

Avaliar a influência das combinações de diferentes fatores controláveis de entrada (velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de corte e raio de ponta da ferramenta), em três níveis cada, nas variáveis de resposta (força de usinagem e rugosidade superficial) utilizando o experimento de Box-Behnken.

### 1.1.2 Objetivos específicos

- Avaliar as parcelas estática ( $\mu F$ ) e dinâmica ( $\Delta F$ ) das componentes ativa e passiva da força de usinagem.



- Investigar os perfis e parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  das superfícies usinadas sob as diferentes combinações de fatores controláveis de entrada.
- Analisar estatisticamente a influência dos fatores controláveis sobre as variáveis de resposta e identificar a melhor combinação dos parâmetros de entrada dentre os utilizados neste estudo.

## 1.2 Estrutura do Trabalho

O trabalho está disposto em cinco capítulos, conforme a descrição abaixo.

- Capítulo 1. Introdução do tema e contextualização, apresentando os principais objetivos propostos.
- Capítulo 2. Revisão da literatura, especificando as principais informações técnicas relevantes ao desenvolvimento deste trabalho.
- Capítulo 3. Detalhamento dos materiais e métodos utilizados na realização dos experimentos e coleta dos dados de força e rugosidade.
- Capítulo 4. Apresentação dos resultados obtidos na usinagem do DX 2205, bem como a análise dos esforços de corte e rugosidades.
- Capítulo 5. Conclusões do estudo e sugestões para trabalhos futuros.

## 2 REFERENCIAL TEÓRICO E ESTADO DA ARTE

O capítulo apresenta uma breve revisão bibliográfica sobre informações relevantes ao desenvolvimento do estudo, subdividido em seis seções: (i) introdução ao processo de fresamento; (ii) caracterização do aço inoxidável duplex; (iii) definição das forças de usinagem em fresamento; (iv) fundamentação sobre o acabamento da superfície usinada; (v) descrição sobre a influência do raio de ponta da ferramenta sobre as variáveis de resposta; (vi) introdução aos experimentos de Box-Behnken.

### 2.1 Processo de Fresamento

O fresamento é um processo de usinagem destinado à obtenção de superfícies através do movimento rotativo de uma ferramenta multicortante denominada “fresa”. A ferramenta gira e a peça ou a ferramenta deslocam-se em uma trajetória definida, e a partir dos movimentos combinados, tem-se a remoção de material da peça (Figura 2.1) [Ferraresi, 2018].

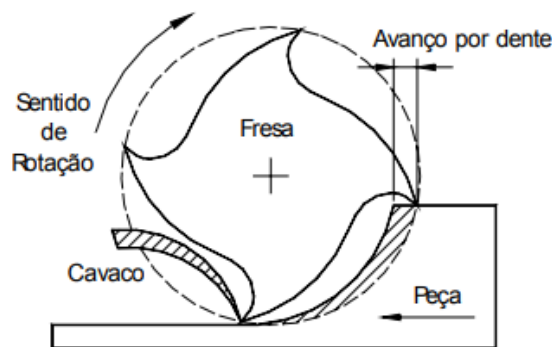


Figura 2.1 – Remoção de material no processo de fresamento [Mangoni, 2004].

Para Diniz et.al., 2013, existem duas maneiras de classificar o processo de fresamento:

- de acordo com a posição do eixo-árvore da máquina-ferramenta: fresamento horizontal, vertical ou inclinado;
- de acordo com a disposição dos dentes ativos da fresa: fresamento frontal e fresamento tangencial (Figura 2.2).

O fresamento frontal caracteriza-se pela obtenção da superfície plana da peça usinada perpendicularmente ao eixo de rotação da ferramenta. O fresamento tangencial é caracterizado por uma operação na qual os dentes ativos da fresa encontram-se localizados na superfície cilíndrica da ferramenta; no caso, o plano da superfície usinada é paralelo ao eixo da fresa. As diferentes formas de fresamento frontal estão apresentadas na Figura 2.3 [Maia, 2009].

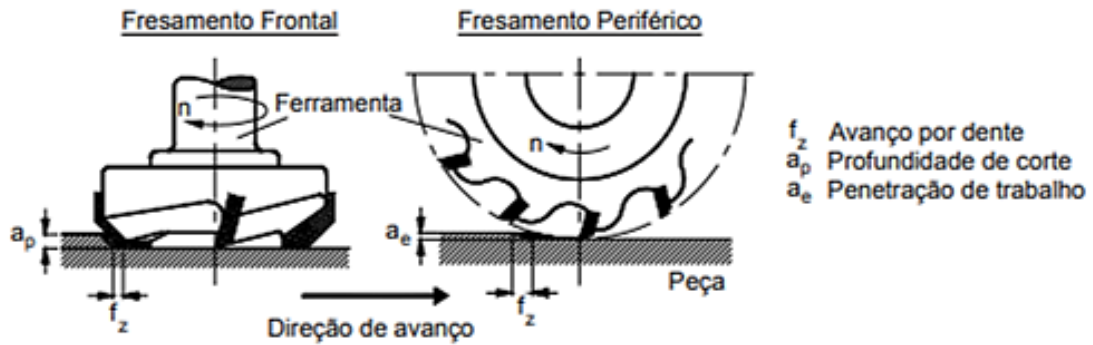


Figura 2.2 – Fresamento frontal e fresamento periférico [Mangoni, 2004].

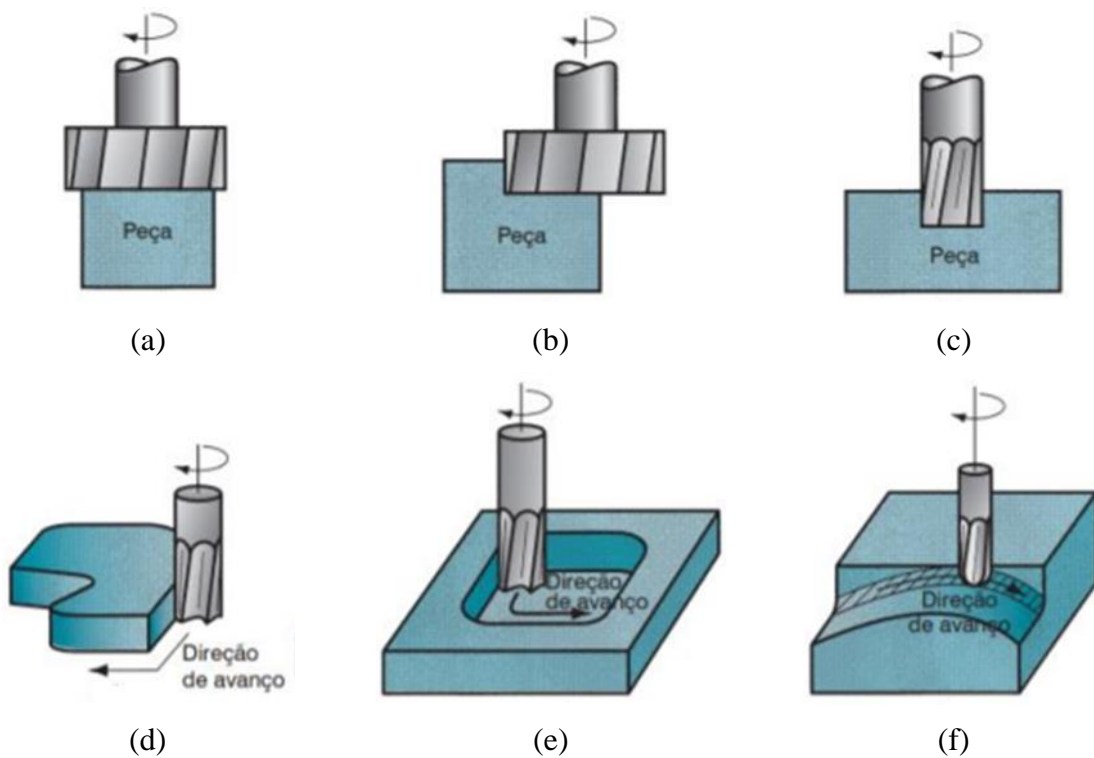


Figura 2.3 – Tipos de fresamento: (a) faceamento; (b) de cantos a 90°; (c) de topo; (d) de bordas; (e) de cavidades (f) de perfis [Groover, 2014].

Segundo Groover, 2014, o faceamento convencional (Figura 2.3a) é o processo em que o diâmetro da fresa é consideravelmente maior que a espessura da peça, ou seja, a ferramenta cobre a peça por completo. De forma análoga, no fresamento de cantos a 90° ou faceamento parcial (Figura 2.3b), a ferramenta cobre apenas um lado da superfície. No fresamento de topo (Figura 2.3c), o diâmetro da fresa é menor que o diâmetro da peça usinada, provocando rasgos ou canais na peça. Neste caso, a superfície usinada é gerada pelas arestas de corte secundárias situadas perpendicularmente ao eixo da fresa. No fresamento de bordas (Figura 2.3d), a

usinagem se dá pelas arestas de corte principais da fresa em contato com a periferia da peça. O fresamento de cavidades (Figura 2.3e) consiste em fresar cavidades ou bolsões em superfícies planas. Por fim, o fresamento de perfis (Figura 2.3f) utiliza uma fresa de ponta esférica que percorre uma trajetória curvilínea, côncava ou convexa, abrangendo toda a peça para criar uma forma tridimensional na superfície da peça.

No fresamento de topo (Figura 2.3c), algumas grandezas precisam ser definidas previamente a fim de conseguir uma boa combinação de parâmetros visando bom acabamento e alta produtividade. Os principais parâmetros de corte em fresamento são velocidade de corte ( $v_c$ ), velocidade de avanço ( $v_f$ ), rotação ( $n$ ), avanço ( $f$ ), avanço por dente da fresa ( $f_z$ ), profundidade de corte ( $a_p$ ) e largura de corte ( $a_e$ ).

- Velocidade de corte ( $v_c$ ) é a velocidade instantânea do movimento principal de um ponto selecionado na aresta de corte em relação à peça (m/min) [Stemmer, 1993]. No caso do fresamento, é a velocidade tangencial resultante da rotação ( $n$ ) [rpm] da ferramenta com diâmetro nominal ( $\phi$ ), conforme à Equação 2.1 [Diniz et.al., 2013].

$$v_c \text{ [m/min]} = \frac{\pi \cdot \phi \text{ [mm]} \cdot n \text{ [rpm]}}{1000} \quad (2.1)$$

- Avanço ( $f$ ) é o percurso de avanço em cada volta (mm/volta) ou em cada curso da ferramenta. Em contrapartida, as ferramentas que possuem mais de uma aresta cortante, como é o caso das fresas, distingue-se o avanço por dente da fresa ( $f_z$ ) como sendo o percurso de avanço de cada dente medido na direção de avanço e corresponde à distância entre duas marcas consecutivas. O avanço é representado na Equação 2.2, onde  $z$  é o número de dentes (ou arestas de corte) da fresa [Machado et al., 2015].

$$f \text{ [mm/volta]} = f_z \text{ [mm/z]} \cdot z \quad (2.2)$$

- Velocidade de avanço ( $v_f$ ) é a velocidade instantânea do movimento de avanço em um ponto selecionado da aresta de corte em relação à peça (mm/min) [Stemmer, 1993]. É definida pelo produto entre avanço ( $f$ ) e rotação ( $n$ ), descrita na Equação 2.3 [Diniz et.al., 2013].

$$v_f \text{ [mm/min]} = f \text{ [mm/volta]} \cdot n \text{ [rpm]} \quad (2.3)$$

- Profundidade de corte ( $a_p$ ) é a profundidade de penetração da ferramenta na peça, medida em uma direção perpendicular ao plano de trabalho. Largura de corte ( $a_e$ ) é a penetração da

ferramenta em relação à peça, medida no plano de trabalho e perpendicular a direção de avanço [Machado et al., 2015].

## 2.2 Aço Inoxidável Duplex

Os aços inoxidáveis classificam-se em cinco principais grupos: austeníticos (ASS), ferríticos, martensíticos, duplex (DSS) e endurecíveis por precipitação. Existem vantagens e desvantagens associadas a cada grupo de acordo com a estrutura metalúrgica do aço.

Os DSS surgiram como resposta à necessidade de se obter um aço inoxidável que aliasse as características dos aços austeníticos e ferríticos, especialmente em relação à resistência mecânica, à corrosão e à tenacidade [Raymundo e Souza, 2014]. Estes são ligas de ferro (Fe), cromo (Cr), níquel (Ni), molibdênio (Mo), contendo até 0,3% de átomos de nitrogênio em peso, formadas por uma estrutura bifásica composta por proporções iguais de ferrita (Fe- $\alpha$ ) e austenita (Fe- $\gamma$ ) [IMOA, 2014]. O DSS 2205 apresenta uma microestrutura bifásica austenítica-ferrítica, cúbica de face centrada (CFC) e cúbica de corpo centrada (CCC), respectivamente. Sua composição química apresenta em torno de 22% Cr, 5% Ni e 3% Mo. Ainda podem ser adicionados outros elementos químicos como nitrogênio (N) em pequena quantidade, cobre (Cu), silício (Si) e tungstênio (W), conferindo a essa liga melhor resistência à corrosão por pites (PRE – *Pitting Resistance Equivalent*) representada pela Equação 2.4 [IMOA, 2014]. Para serem considerados duplex, os aços inoxidáveis, precisam ter  $PRE > 20$  [Bordinassi, 2006].

$$PRE = Cr\% + 3,3 \cdot Mo\% + 16 \cdot N\% \quad (2.4)$$

Os DSS são de grande interesse para indústrias químicas e petroquímicas por causa de sua excelente combinação de propriedades mecânicas, alta resistência à corrosão e relação custo/benefício [Raymundo e Souza, 2014]. Entretanto, devido à sua alta resistência e alto limite de escoamento (cerca de duas vezes o limite de escoamento dos ASS), alta taxa de endurecimento por deformação (encruamento), alta tenacidade à fratura, baixa condutividade térmica e forte tendência à formação de aresta postiça de corte (APC), os aços inoxidáveis duplex são considerados materiais de baixa usinabilidade<sup>1</sup> [Koyee et al., 2014]. A baixa

---

<sup>1</sup> De acordo com Diniz et al., 2013, a usinabilidade pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo, um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro tomado como padrão. Referente às características do material, os autores relacionam a influência de algumas propriedades do material sobre a usinabilidade, como dureza, resistência mecânica, ductilidade, condutividade térmica e taxa de encruamento.

condutividade térmica (cerca de 1/3 do valor encontrado no aço ao carbono comum) faz com que o alto calor gerado concentre-se na zona de corte, elevando a temperatura e as falhas na ferramenta (deformação plástica, desgastes de cratera e de entalhe) e, conseqüentemente, problemas no acabamento da peça [Gowthaman et.al., 2020; Raymundo e Souza, 2014].

A usinabilidade dos aços inoxidáveis ferríticos e martensíticos é maior quando comparada à dos austeníticos e duplex [Chiaverini, 2002; Diniz et.al., 2013]. Outro fator que contribui para a baixa usinabilidade do DSS é que, além das fases estarem aleatoriamente distribuídas, cada fase possui características e propriedades diferentes e influenciam de maneiras distintas na formação de cavaco. Em outras palavras, a estrutura bifásica dos DSS contribui para induzir vibrações durante a operação de corte, dificultando a obtenção de bons acabamentos e contribuindo para a redução do tempo de vida da ferramenta [Gamarra, 2017]. Uma alternativa para aumentar a usinabilidade dos aços inoxidáveis é a adição de elementos de liga, formando inclusões frágeis, reduzindo a ductilidade e promovendo a quebra do cavaco. O elemento mais comumente utilizado é o enxofre [Diniz et.al., 2013; Machado et al., 2015].

### 2.3 Forças de Usinagem

Uma das formas de avaliar-se economicamente o processo de fresamento frontal é através do entendimento das componentes ortogonais da força de usinagem. O conhecimento destas grandezas auxilia na determinação da potência necessária ao corte e das forças atuantes nos elementos das ferramentas de corte da máquina operatriz [Machado et al., 2015]. As zonas de cisalhamento (primária e secundária) e a resistência do material são dois fatores que podem influenciar diretamente as forças de usinagem. Logo, tendo como base esses dois efeitos, qualquer parâmetro pode ser avaliado [Trent e Wright, 2000]. A partir da determinação da seção de corte, é possível calcular as três componentes da força de usinagem: radial ( $F_r$ ), tangencial ( $F_t$ ) e axial ( $F_{ax}$ ) conforme as Equações 2.5 a 2.7 [Sória, 2016].

$$F_r = K_r \cdot a_p \cdot f_z \cdot \sin(\varphi) \quad (2.5)$$

$$F_t = K_t \cdot a_p \cdot f_z \cdot \sin(\varphi) \quad (2.6)$$

$$F_{ax} = K_{ax} \cdot a_p \cdot f_z \cdot \sin(\varphi) \quad (2.7)$$

onde  $K_r$ ,  $K_t$  e  $K_{ax}$  são as pressões específicas de corte nas direções respectivas e  $\varphi$  é o ângulo de contato do dente da fresa com a peça conforme Figura 2.4.

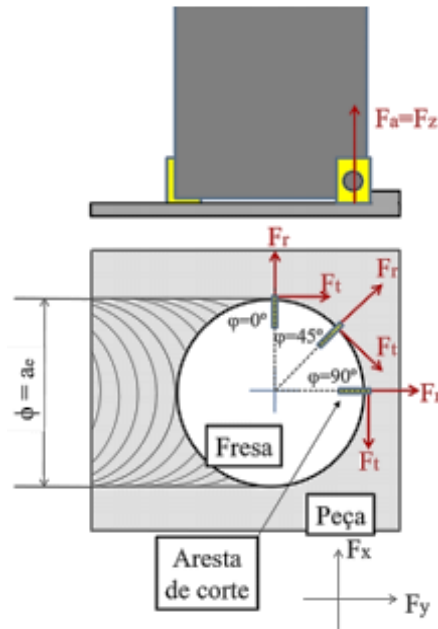


Figura 2.4 – Componentes das forças de usinagem no fresamento frontal [Sória, 2016].

De acordo com Lima et.al., 2012, as pressões específicas de corte podem ser agrupadas em um vetor  $\vec{K}$  que carrega outros três vetores escalares. A força em cada aresta da ferramenta “i” em função do ângulo de contato do dente com a peça ( $\varphi$ ) é descrita pela Equação 2.8.

$$\vec{F}_i = \begin{bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_{ax} \end{bmatrix} = \vec{K} \cdot a_p \cdot f_z \cdot \text{sen}(\varphi) = \begin{bmatrix} K_t \\ K_r \\ K_{ax} \end{bmatrix} \cdot a_p \cdot f_z \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (2.8)$$

Para a decomposição das forças ortogonais  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  nas direções radial, tangencial e axial, são necessários cálculos geométricos, ilustrados na Figura 2.4. As Equações 2.9 a 2.11 apresentam essas relações [Sória, 2016].

$$F_x = -F_t \cdot \cos(\varphi) - F_r \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (2.9)$$

$$F_y = F_t \cdot \text{sen}(\varphi) - F_r \cdot \cos(\varphi) \quad (2.10)$$

$$F_z = F_{ax} \quad (2.11)$$

A força ativa ( $F_a$ ) pode ser expressa como a resultante das componentes  $F_t$  e  $F_r$  no fresamento de topo, pois o ângulo de contato da ferramenta com a peça ( $\varphi$ ) varia constantemente (de  $0^\circ$  a  $180^\circ$  para  $z = 2$  arestas) durante o processo. Contudo, a resultante da força ativa pode ser expressa pela análise vetorial das componentes  $F_x$  e  $F_y$  de acordo com a Equação 2.12. Por

outro lado, a força passiva ( $F_p$ ) representa a projeção da força de usinagem em um plano perpendicular ao plano de trabalho e não contribui para a potência de usinagem, coincidindo com a força exercida no eixo z, conforme a Equação 2.13.

$$F_a = \sqrt{F_r^2 + F_t^2} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (2.12)$$

$$F_p = F_{ax} = F_z \quad (2.13)$$

Dimla Snr., 2000, descreve a magnitude da parcela estática ( $\mu F$ ) como um valor médio dentro do domínio de tempo especificado dos dados amostrados para estabelecer a componente da força de usinagem. Já a parcela dinâmica ( $\Delta F$ ) está associada com as porções oscilatórias analisadas no domínio da frequência dessa amostra. Assim,  $\mu F$  expressa o valor médio da força ( $F_a$  ou  $F_p$ ) para o intervalo estável de amostragem, excluindo as regiões instáveis de entrada e saída da fresa de topo (Eq. 2.14), enquanto  $\Delta F$  constitui a flutuação da força (Eq. 2.15)

$$\mu F = \frac{\sum_{i=1}^N F_i}{N} \quad (2.14)$$

$$\Delta F = \pm t_{0,95} \cdot \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (F_i - \mu F)^2}{N}} \quad (2.15)$$

onde  $N$  é o número de pontos no intervalo estável de amostragem,  $t_{0,95} = 1,96$  (valor para um intervalo de confiança de 95%).

## 2.4 Acabamento da Superfície Usinada

O perfil de uma superfície abrange tanto características geométricas de textura e topografia como características físico-químicas, cristalográficas, tensões residuais, entre outros. Segundo Motta Neto, 2017, as irregularidades macrogeométricas incluem ondulações e desvios de forma, podendo ser verificados por instrumentos de medição convencionais, como relógio comparador e relógio apalpador. Já os desvios microgeométricos são os desvios no perfil da topografia do material (rugosidade), que varia entre regiões de picos e vales, e são verificados por equipamentos específicos, como rugosímetro e perfilômetro óptico. Tais irregularidades são ilustradas na Figura 2.5.



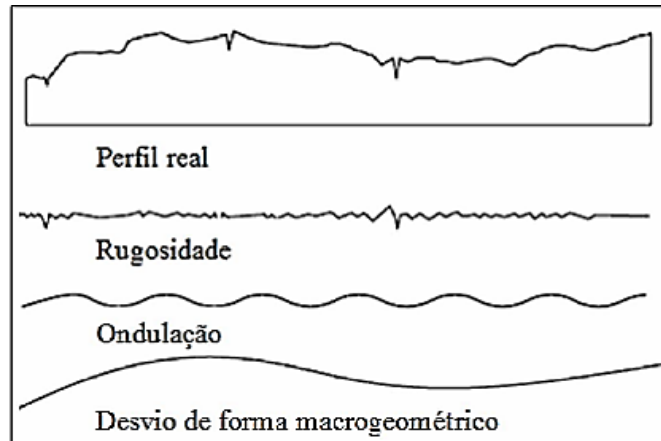


Figura 2.5 – Textura de uma superfície [Motta Neto, 2017]

De acordo com Machado et al., 2015, rugosidades são finas irregularidades resultantes da ação inerente do processo de produção, semelhantes às marcas de avanço produzidos na usinagem. Ondulações são irregularidades superficiais ou erros geométricos cujos espaçamentos são maiores que as rugosidades; podem ser causadas por vibrações e flexões da ferramenta e/ou peça devido a força de usinagem, temperatura de corte ou erros de fixação. Falhas são interrupções não intencionais, inesperadas e indesejadas na topografia da superfície de um componente, provocadas por defeitos como bolhas, inclusões ou até mesmo surgir durante o processo de usinagem. Em geral, o acabamento é melhor, quando:

- as deflexões geradas por esforços de usinagem ou vibrações são pequenas;
- a ponta da ferramenta possui um raio de arredondamento;
- a ferramenta e a peça estão corretamente posicionadas e centradas;
- o material da peça é inerentemente puro, livre de defeitos;
- o eixo principal da máquina está corretamente alinhado e as guias estão sem desgastes;
- a aresta de corte está sem desgaste ou quebras;
- o corte ocorre sem aresta postiça de corte.

#### 2.4.1 Parâmetros de rugosidade (amplitude)

O comprimento de amostragem ( $l_e$ ) é definido pela norma ABNT NBR 4287, 2002, como sendo o comprimento útil da medição usado para identificar as irregularidades características do perfil avaliado. Já o comprimento de medição ( $l_m$ ) abrange um ou mais comprimentos de amostragem e é usado para o cálculo dos parâmetros de amplitude. Em geral, recomenda-se  $l_m = 5 \cdot l_e$  para uma maior confiabilidade dos dados. Dentre os parâmetros de

amplitude, o mais utilizado é a rugosidade média ( $R_a$ ), ilustrado pela Figura 2.6. O parâmetro  $R_a$  pode ser definido pela análise da média dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de medição ( $l_m$ ) em relação linha média do perfil primário [Petropoulos; et al, 2010].

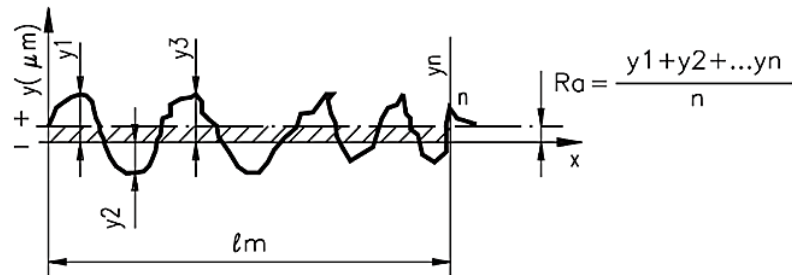


Figura 2.6 – Representação da rugosidade média [Tavares, 2012].

Como  $R_a$  representa um valor médio, é um parâmetro estável, que recebe influência de efeitos ocasionais. Embora bastante vantajoso, este parâmetro isoladamente não é suficiente para identificar algumas características importantes da superfície, pelo fato de superfícies geometricamente diferentes poderem apresentar valores de  $R_a$  bem próximos. Outra desvantagem na utilização deste parâmetro é que não diferencia picos e vales de rugosidade, apenas calcula a média dos pontos de aquisição. O valor de  $R_a$  pode ser calculado para a operação de fresamento frontal em função do raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ ) da ferramenta através da Equação 2.16 [Machado et al., 2015].

$$R_a = \frac{1}{2} \cdot \left[ r_\epsilon - \sqrt{r_\epsilon^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2} \right] \quad (2.16)$$

A altura máxima do perfil ou rugosidade média parcial ( $R_z$ ) é o parâmetro utilizado para realizar a análise de superfícies de deslizamento ou ajustes prensados. Este pode ser associado ao processo de fresamento frontal por fornecer um perfil periódico e conhecido. Na representação gráfica do perfil,  $Z_i$  corresponde à altura entre o maior pico ( $R_p$ ) e o vale mais profundo ( $R_v$ ) do perfil em cada comprimento de amostragem ( $l_e$ ), como ilustra a Figura 2.7 [Tavares, 2012]. Assim, de acordo com a norma DIN, o parâmetro  $R_z$  é definido pela média de cinco alturas máximas  $Z_i$  detectadas nos respectivos comprimentos  $l_e$  [Machado et al., 2015].

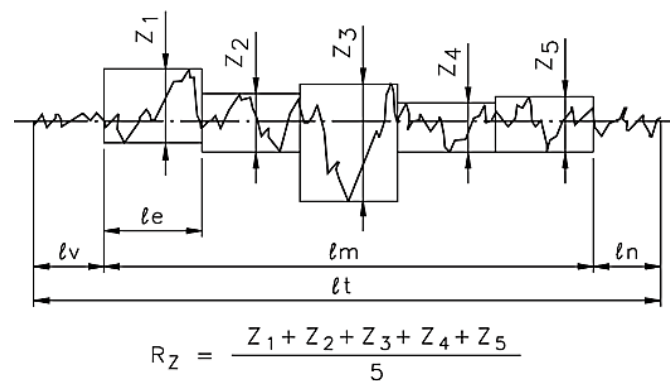


Figura 2.7 – Representação da rugosidade média parcial [Tavares, 2012].

Por outro lado, a rugosidade máxima pico-a-vale ou rugosidade total ( $R_t$ ) define a distância entre o pico mais alto ( $R_p$ ) e o vale mais profundo ( $R_v$ ) do perfil de rugosidade no comprimento de medição ( $l_m$ ). Este parâmetro tem alta sensibilidade de desvios da linha média, como arranhões ou rebarbas. A Figura 2.8 apresenta tais definições [Petropoulos et al., 2010].

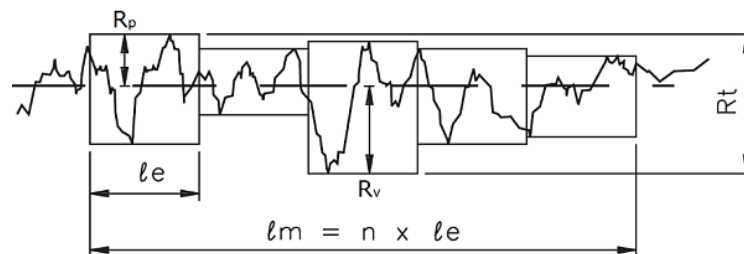


Figura 2.8 – Representação da rugosidade total [Tavares, 2012].

#### 2.4.2 Parâmetros estatísticos de rugosidade

Faz-se necessário o uso de parâmetros de superfícies com propriedades funcionais estratificadas de modo a garantir um bom caminho para inspecionar e qualificar a produção de superfícies usinadas. Como exemplos, destacam-se a assimetria ( $R_{sk}$ ) e a curtose ( $R_{ku}$ ) [Petropoulos et.al., 2010]. A Figura 2.9 caracteriza esses dois parâmetros estatísticos.

A assimetria (*skewness*) avalia o grau de desvio ou afastamento da simetria de um perfil de rugosidade. O perfil simétrico resulta em uma curva de distribuição de amplitude simétrica em relação à linha de centro, enquanto um perfil não simétrico corresponde a uma curva inclinada. O sentido da inclinação da curva depende se a maior parte do material está acima da linha média (superfícies “preenchidas”, assimetria negativa,  $R_{sk} < 0$ ) ou abaixo da linha média (superfícies “vazias”, assimetria positiva,  $R_{sk} > 0$ ) [Freitas, 2006; Petropoulos et al., 2010].

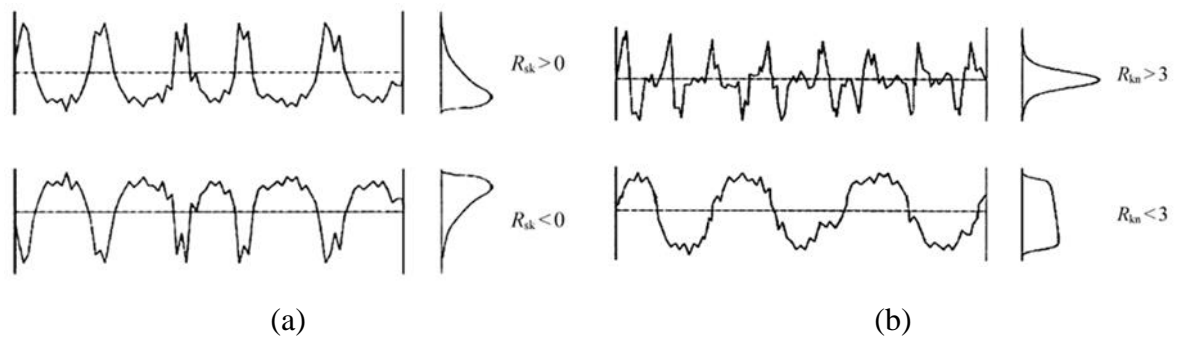


Figura 2.9 – Distribuições de perfis de rugosidade: (a) assimetria; (b) curtose [Petropoulos et al., 2010].

A curtose (*kurtosis*) é um parâmetro indicativo do formato das irregularidades do perfil de rugosidade. Com este parâmetro mede-se a forma da curva de distribuição das amplitudes, ou seja, o afinamento ou achatamento dessa curva. Elevados valores de curtose ( $R_{ku} > 3$ ) indicam que a superfície é definida com picos mais agudos (distribuição leptocúrtica), enquanto que baixos valores ( $R_{ku} < 3$ ) representa que os picos são mais achatados (distribuição platicúrtica) [Petropoulos et al., 2010].

O perfil de rugosidade pode ser representado através de uma função de probabilidade cumulativa que indica o quanto acima ou abaixo de uma linha de referência se encontrará o perfil. Essa função é denominada curva de Abbott-Firestone (AFC), a qual fornece informações importantes sobre o contato real e a capacidade de carga da superfície [Sória, 2016; Tavares, 2005]. De acordo com a norma DIN 4776, 1990, e adotada em ISO 13565-2, a curva Abbott-Firestone é definida a partir de três parâmetros descritivos (região de pico  $R_{pk}$ , região de vale  $R_{vk}$  e rugosidade do núcleo do perfil  $R_k$ ) e duas fronteiras ( $M_{r1}$  e  $M_{r2}$ ). A Figura 2.10 demonstra como são determinados os parâmetros.

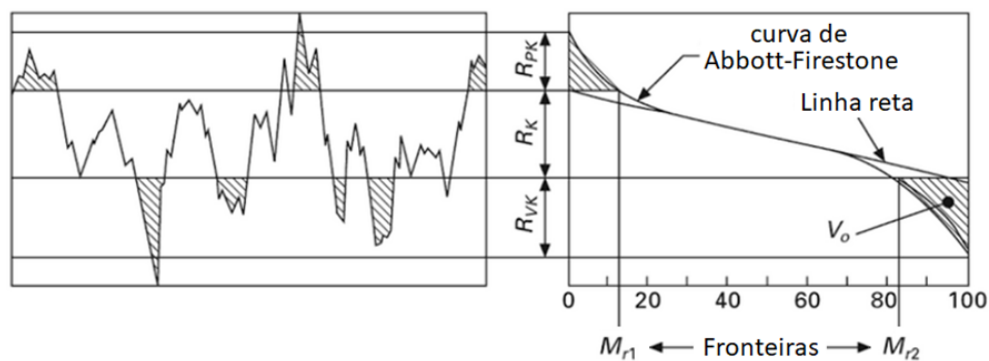


Figura 2.10 – Parâmetros descritivos da curva de Abbott-Firestone [Rahnejat, 2016].

Os parâmetros de fronteira  $M_{r1}$  e  $M_{r2}$  representam os percentuais de material correspondentes às linhas superior e inferior da  $R_k$  e a AFC; em outras palavras, determinam, respectivamente, as frações de contato mínima e máxima no núcleo do perfil de rugosidade [Matos Junior, 2009]. A partir da região de vale ( $R_{vk}$ ) e da fronteira  $M_{r2}$ , a Equação 2.17 determina o volume de óleo retido ( $V_o$ ) na superfície indicada na Figura 2.10. Esta informação é relevante para algumas aplicações, como em anéis de pistões [Tavares, 2005].

$$V_o = \frac{R_{vk} \cdot (100 - M_{r2})}{200} \quad (2.17)$$

## 2.5 Influência do Raio de Ponta da Ferramenta Sobre a Força e Rugosidade

O raio de ponta da ferramenta ( $r_\epsilon$ ) influencia no comprimento de contato da ferramenta com a peça ( $l_c$ ), nos resultados de acabamento da superfície, na formação e no controle de cavacos e nas componentes da força de usinagem. A Figura 2.11 apresenta de maneira esquemática a ferramenta de corte e a linha de contato onde há a interação peça-ferramenta.

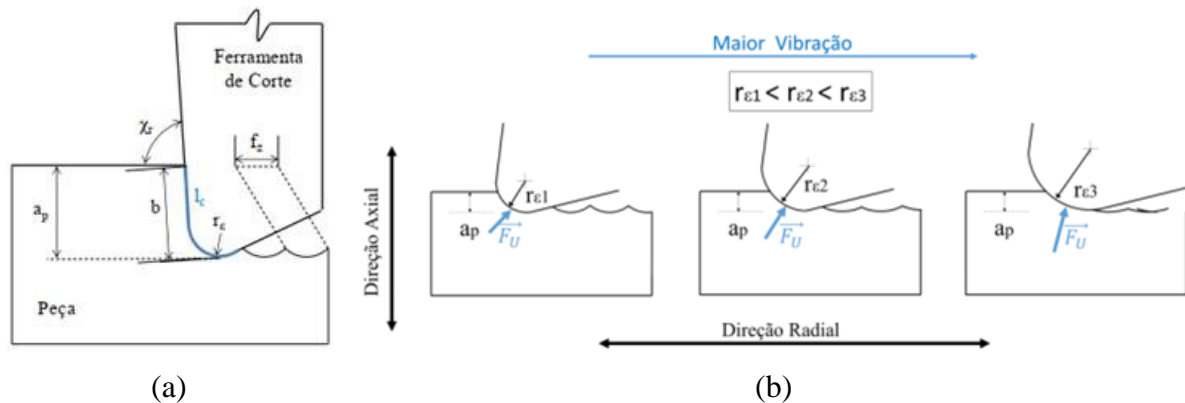


Figura 2.11 – Contato da ferramenta com a peça: (a) representação do comprimento de contato; (b) força de usinagem em função da relação  $a_p/r_\epsilon$  [Sória, 2016].

Segundo Sória, 2016, em operações de torneamento, a componente radial da força de usinagem tem efeito negativo sobre a ação de corte acarretando, por exemplo, maior tendência a vibrações e pior acabamento da superfície. No caso do fresamento frontal, a componente axial equivale à componente radial do torneamento, ou seja, são as forças axiais que tendem a empurrar a aresta da ferramenta para longe da zona de corte, podendo aumentar a vibração em fresamento. Ao alterar apenas o inserto por um com maior  $r_\epsilon$ , haverá a redução da relação  $a_p/r_\epsilon$ ,

o que pode estar relacionado com a vibração durante o corte. Em contrapartida, a componente axial aumenta, tendendo a empurrar a ferramenta para longe da zona de corte. Por outro lado, para um maior  $a_p$  e mesmo valor de  $r_\epsilon$ , a força de usinagem  $F_u$  tende a aumentar a sua componente radial.

Como supracitado, a relação entre o raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) e o avanço por dente ( $f_z$ ) tem grande influência no acabamento de superfície gerada por fresamento frontal (Eq. 2.16). Um grande raio de ponta, por um lado, diminui a rugosidade pela diminuição da contribuição geométrica, mas, por outro lado, aumenta a rugosidade devido ao aumento da vibração ocasionado pela maior área de contato entre a ferramenta e a peça [Gamarra, 2017].

O raio de ponta também afeta a formação de cavacos e geralmente a quebra de cavacos melhora com um  $r_\epsilon$  menor. Quando a relação  $a_p/r_\epsilon$  é pequena, o corte será realizado na região da ponta da ferramenta (sobre o raio de ponta, na parte curva da aresta) e fará com que o cavaco dobre lateralmente, com grande ângulo de fluxo, formando um cavaco que não se quebra com facilidade. Quando a relação é grande, o material passa a ser cortado pela parte reta da aresta principal de corte, onde haverá curvatura vertical do cavaco e ele se dobrará no sentido de encontrar a superfície de folga da ferramenta e se quebrará [Diniz et.al., 2013].

## 2.6 Experimentos de Box-Behnken

A execução de experimentos pode ser bastante demorada e até inviável economicamente dependendo do número de execuções ou da complexidade do processo. Nessas ocasiões, aconselha-se o uso de Projeto de Experimentos (DOE – *Design of Experiments*) para reduzir o número de execuções e fornecer dados para uma avaliação apropriada e eficiente [Feix, 2019]. Dessa forma, o DOE é uma ferramenta estatística que tem como objetivo planejar, executar e analisar dados, além de reduzir custos com tempo e recursos, possibilitando alcançar de forma satisfatória uma melhor resposta [Hackenhaar, 2016]. Dentre os diferentes métodos estatísticos, a Metodologia de Superfície de Resposta (RSM – *Response Surface Methodology*) envolve uma série de técnicas orientadas à análise de experimentos planejados de modo a gerar informações suficientes para a modelagem das respostas de interesse através de superfícies n-dimensionais [Montgomery, 2004].

Entre os anos de 1958 e 1960, George E. P. Box e Donald Behnken desenvolveram o projeto de experimentos Box-Behnken (BBD) que consiste em um DOE com três níveis fatoriais incompletos. É um método rotacional ou quase rotacional, com adesão à resposta de superfície e gráfico de contorno, no qual possibilita analisar os dados de forma confiável com

um número reduzido de pontos experimentais em relação a outros DOE [Box e Behnken, 1960]. O planejamento é feito após a definição do número de variáveis de entrada ( $k$ ) influentes no processo que são avaliadas em três níveis: alto (+1), central (0) e baixo (-1) [Montgomery, 2004]. Após a seleção das variáveis e seus níveis, combinações aleatórias destas variáveis são geradas. Através do ponto central, a repetitividade do experimento é testada com as  $k$  variáveis em seus valores médios, de forma aleatória, por  $r$  vezes. Assim, o número de pontos experimentais ( $N$ ) é dado pela Equação 2.18. A Figura 2.12 representa geometricamente a combinação de  $k = 3$  fatores em três níveis cada. Observa-se que o BBD é esférico, com todos os pontos ( $\bullet$ ) inscritos em uma esfera com raio 2 e centro em ( $\circ$ ). Em nenhum caso os três irão se encontrar em seus limites superiores ou inferiores [Hackenhaar, 2016; Montgomery, 2004].

$$N = 2k \cdot (k - 1) + r \quad (2.18)$$

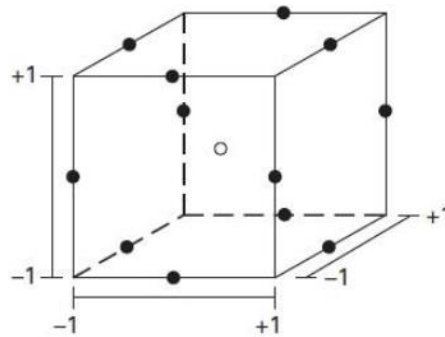


Figura 2.12 – Projeto de experimentos Box-Behnken para três níveis [Montgomery, 2004].

Segundo Baumgaertner Filho, 2017, o BBD pode ser empregado para otimizações estatísticas, bem como para mensuração da interação entre o conjunto de fatores de entrada do processo ( $X_1, X_2, X_3$ ) que exerçam influência sobre a variável resposta ( $Y$ ). Esta avaliação leva em consideração os coeficientes de regressão múltipla  $b_n$ , conforme mostra a Equação 2.19.

$$Y = b_0 + b_1 \cdot X_1 + b_2 \cdot X_2 + b_3 \cdot X_3 + b_{12} \cdot X_1 \cdot X_2 + b_{13} \cdot X_1 \cdot X_3 + b_{23} \cdot X_2 \cdot X_3 + b_{11} \cdot X_1^2 + b_{22} \cdot X_2^2 + b_{33} \cdot X_3^2 \quad (2.19)$$

O coeficiente de determinação ( $R^2$ ) representa a porcentagem da variação da variável dependente, que é possível ser explicada pela equação de regressão. Em outras palavras,  $R^2$  determina se o modelo matemático ajusta bem os dados do experimento: quanto mais o valor

de  $R^2$  se aproxima de 1, melhor o ajuste [Montgomery, 2004]. Para efeito de análise estatística,  $R^2 > 70\%$  representa que o modelo é adequado [Moore et al., 2013].

Dirviyam et.al., 2015, aplicaram RSM no estudo dos efeitos da rotação ( $n$ ), do avanço ( $f_z$ ) e da profundidade de corte ( $a_p$ ) em três níveis para o fresamento de acabamento a seco do DSS 2205. Os autores desenvolveram um modelo matemático para prever a rugosidade da superfície de acordo com os parâmetros de usinagem através do BBD. Empregaram a análise de variância (ANOVA) para verificar o modelo e a sua validação foi realizada por meio de experimento de confirmação. Os autores observaram que  $f_z$  é o fator mais influente sobre a rugosidade, seguido de  $a_p$  e  $n$ .

Policena et.al., 2018, investigaram o acabamento resultante do processo de fresamento de acabamento a seco do DSS 2205. Os parâmetros de corte ( $v_c$ ,  $f_z$  e  $a_p$ ) foram combinados, randomizados e otimizados pelo BBD. As curvas de Abbott-Firestone e de Distribuição de Amplitudes foram utilizadas para avaliar estatisticamente o comportamento dos picos e vales de rugosidade, e a presença de ondulações. Os valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  foram gerados nas diferentes combinações. Os menores valores obtidos foram  $R_a = 0,222 \mu\text{m}$  e  $R_z = 1,604 \mu\text{m}$  pelos parâmetros otimizados  $v_c = 80 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,05 \text{ mm/z}$  e  $a_p = 0,6 \text{ mm}$ .

Caniçali et.al., 2021 avaliaram através do BBD o efeito da velocidade de corte ( $v_c$ ), do avanço por dente ( $f_z$ ), da profundidade de corte ( $a_p$ ) e do raio de ponta da ferramenta ( $r_e$ ) na força de usinagem gerada durante o fresamento de topo do DSS 2205. Gráficos de contorno gerados a partir do modelo de regressão mostraram que  $v_c$  não afetou significativamente a parcela dinâmica da força e que esta apresenta uma tendência crescente com o incremento de  $r_e$ . Os autores concluíram ainda que os menores valores da parcela estática da força foram gerados com baixos valores de  $a_p$  e  $f_z$  combinados com  $v_c$  média.



### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

O capítulo consiste nas seguintes seções: (i) caracterização do corpo de prova; (ii) descrição da máquina-ferramenta; (iii) especificação da ferramenta de corte; (iv) avaliação do estado da ferramenta; (v) medição de sinais de força; (vi) medição da rugosidade; e (vii) planejamento experimental.

#### 3.1 Caracterização do Corpo de Prova

Os corpos de prova possuem dimensões iguais de 100 × 90 × 6 mm, com formato e dimensões mostrados na Figura 3.1.

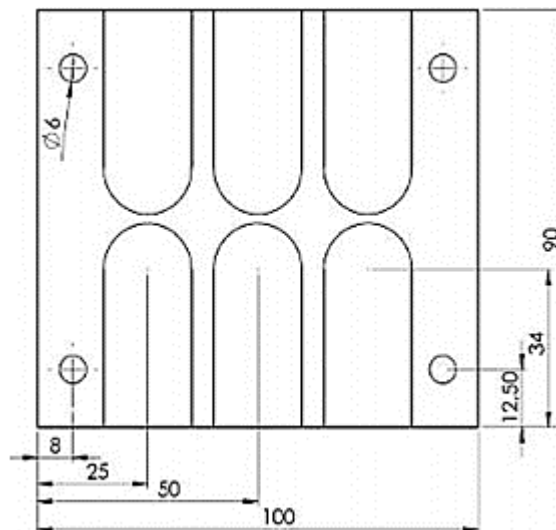


Figura 3.1 – Dimensões do corpo de prova.

A composição química dos aços inoxidáveis duplex fornecidos pela Outokumpu (Finlândia) Forta® DX 2205 (UNS S32205) foram obtidas a partir do espectrômetro de emissão atômica BRUKER Q2 ION disponível no Laboratório de Fundição (LAFUN-UFRGS) e posteriormente comparadas com a norma ASTM A240/1240M-12. A Tabela 3.1 apresenta os resultados das análises realizadas.

Tabela 3.1 – Composição química do aço Forta DX 2205 (% massa).

Elemento	C	Si	Cr	Ni	Mo	Mn	Cu	N	P	S
Medido	0,05	0,39	20,7	5,45	3,91	1,80	0,19	< 0,005	0,024	0,012
Norma	0,03 max	1,00 max	22,0- 23,5	4,50- 6,50	3,00- 3,50	2,00 max	1,00 max	0,14- 0,20	0,030 max	0,020 max

Nota-se que os teores de carbono (C) e molibdênio (Mo) medidos são superiores ao normatizados e os teores de cromo (Cr) e nitrogênio (N) inferiores. O material doado pode ter teores divergentes dos especificados ou pode ser um fator da medição como a calibração do espectrômetro. Vale destacar que os valores são referentes à média da medição em três regiões diferentes do material.

### 3.2 Descrição da Máquina-Ferramenta

Os experimentos foram executados no centro de usinagem ROMI Discovery 308 (Figura 3.2) situado no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS-UFRGS). O equipamento possui comando Mach 3, motor do eixo-árvore com potência máxima de 7,5 cv (5,5 kW) e rotação máxima de 4000 rpm. Os cursos dos eixos x, y e z são, nessa mesma ordem, 450 mm, 310 mm e 410 mm. O magazine para troca de ferramentas tem capacidade para até oito ferramentas. A vazão máxima permissível de fluido de corte é de 20 l/min.



Figura 3.2 – Centro de Usinagem Romi Discovery 308.

### 3.3 Especificação da Ferramenta de Corte

Os insertos foram fornecidos pela Walter Tools e são da classe ISO-S/M para materiais com dureza de até 200 HB. Em concordância com a Walter Tools, 2021, são os insertos mais indicados para a usinagem dos aços inoxidáveis duplex em estudo. As principais informações técnicas fornecidas pelo fabricante a respeito da ferramenta são:

- Insertos: Tiger-tec Silver<sup>®</sup> modelo ADMT10 classe WSM35 (metal-duro com grãos finos e revestimento PVD TiAlN+Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>);
- Cabeçote: Xtra-tec<sup>®</sup> modelo F4042R.W20.02 para dois insertos;
- Diâmetro da fresa:  $\phi = 20$  mm;
- Raios de ponta dos insertos:  $r_e = 0,4$  mm, 0,8 mm e 1,2 mm;
- Velocidade de corte permissível:  $v_c \geq 100$  m/min;
- Avanço por dente permissível:  $f_z \geq 0,06$  mm/z.

A Figura 3.3 ilustra as características geométricas do cabeçote e do inserto. A ferramenta foi montada em um cone modelo BT-30 com comprimento de haste em balanço de 30 mm.

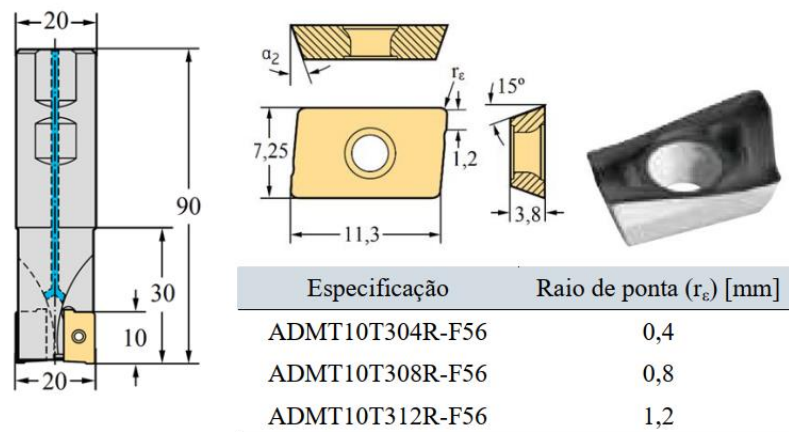


Figura 3.3 – Características do inserto e do cabeçote [Adaptada de Walter Tools, 2021].

O erro de batimento radial das ferramentas foi verificado utilizando o relógio comparador Digimess, modelo 121.304, com resolução de 10  $\mu$ m, auxiliado por um suporte com base magnética (Figura 3.4a). Os valores medidos ficaram entre 10 e 20  $\mu$ m em todas as execuções realizadas. Este valor encontra-se dentro do intervalo recomendado (inferior aos 40  $\mu$ m) pela norma ABNT NBR 6409, 1997.

### 3.4 Avaliação do Estado da Ferramenta

Durante a experimentação, combinações mais severas de parâmetros de corte em alguns passes acarretaram falhas na ferramenta com a consequente substituição do par de aresta utilizado. As imagens dessas falhas foram capturadas através do microscópio estereoscópio binocular Zeiss<sup>®</sup> modelo Stemi 508 (Figura 3.4b) disponível no Laboratório de Tribologia (LATRIB- UFRGS). O zoom 8:1 permite trazer detalhes e ampliação entre 6,3x e 50x.

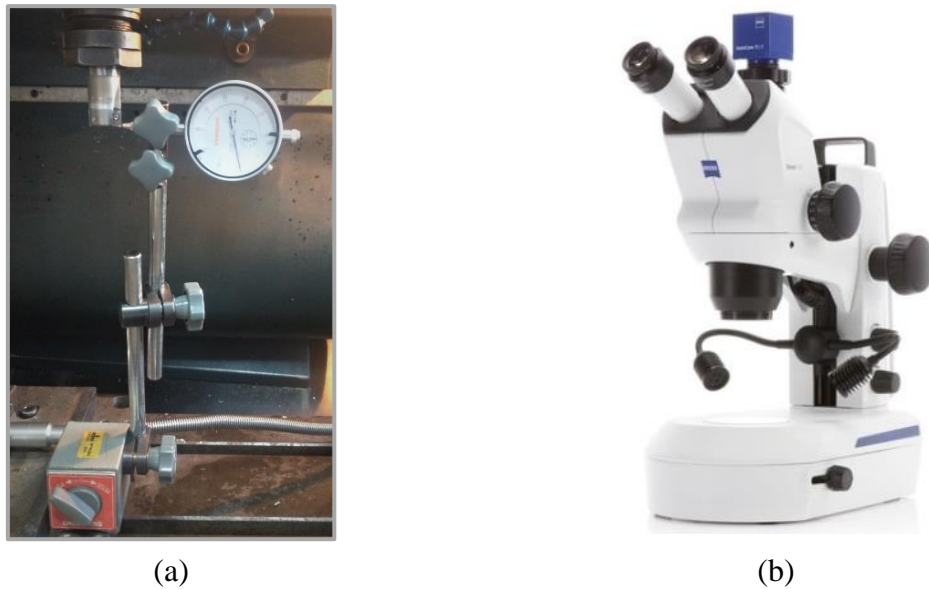


Figura 3.4 – (a) Verificação do erro de batimento radial da fresa; (b) Microscópio estereoscópio binocular Zeiss® Stemi 508.

### 3.5 Medição de Sinais de Força

A Figura 3.5 representa a estrutura utilizada para aquisição dos sinais de força.

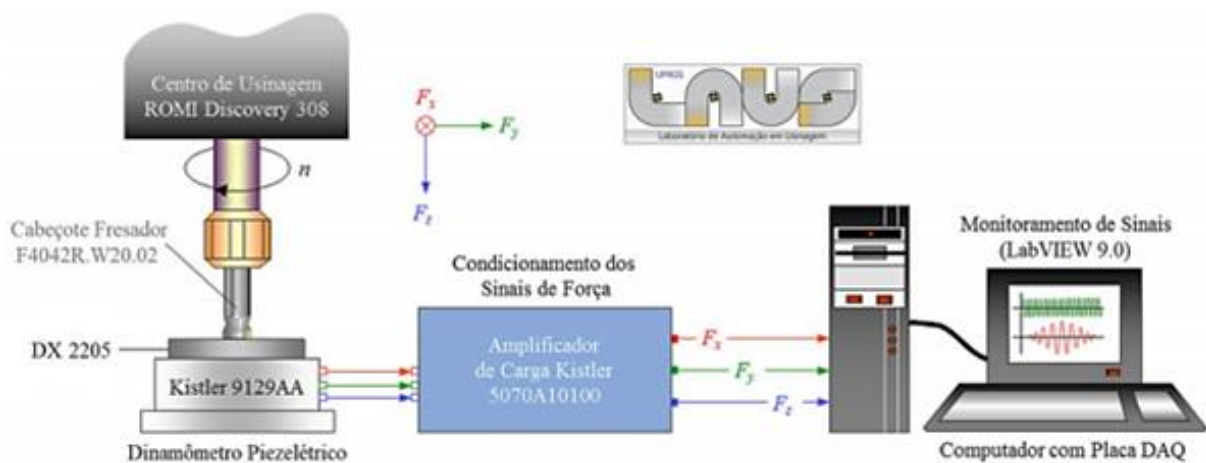


Figura 3.5 – Sistema de aquisição de sinais de força (Cortesia do LAUS-UFRGS).

Para captação dos sinais, utilizou-se um dinamômetro piezelétrico Kistler modelo 9129AA (Figura 3.6a). Este dinamômetro é composto por cristais de quartzo dispostos simetricamente, de forma a possibilitar que os sinais nas três direções ortogonais (x, y, z) sejam coletados em qualquer ponto da área útil da plataforma. De acordo com a sensibilidade de cada eixo ortogonal, o dinamômetro converte a força aplicada (N) em carga elétrica (pC) através de

uma função de transferência determinada na calibração do equipamento. Este sinal é enviado por cabo a um amplificador de carga Kistler modelo 5070A10100 (Figura 3.6b) para condicionamento. Este equipamento filtra e amplifica o sinal analógico, transformando a carga elétrica (pC) em tensão elétrica (V) proporcional à força aplicada (N).



Figura 3.6 – Sistema de aquisição de força: (a) dinamômetro piezoeletrico Kistler 9129AA; (b) amplificador de carga Kistler 5070A10100.

O sinal analógico de força (V) que sai do amplificador é captado por uma placa de aquisição de dados PCIM-DAS da Measurement Computing®, instalada em um computador dedicado, que permite a captura de até 100 mil pontos por segundo (100 kS/s) em até oito canais (entradas analógicas diferenciais com 16 bits de resolução). Em seguida, os sinais digitais de  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  são então processados através do software LabVIEW™ 9.0, onde o sinal é convertido em força (N) através de uma função de transferência. Para isto foi utilizada uma VI (*Virtual Instrument*) desenvolvida no LAUS para coleta de dados e seleção dos sinais de força (domínio do tempo) durante o processo. Por fim, a análise e o pós-processamento dos dados de força foram feitos utilizando o software Microsoft™ Excel. A metodologia de aquisição dos sinais de força encontra-se no Apêndice A.

### 3.6 Medição da Rugosidade

Os parâmetros de rugosidade definidos para análise do perfil da superfície usinada foram  $R_a$  e  $R_z$ . Para aquisições dos perfis 2D e dos valores de rugosidade foi utilizado um rugosímetro digital portátil Mitutoyo modelo SurfTest SJ-201P (Figura 3.7a). A resolução do rugosímetro é de 0,01  $\mu\text{m}$  e a agulha do apalpador possui raio de ponta de 5  $\mu\text{m}$ , com força de medição de 4 mN, curso máximo de medição de 12,5 mm e velocidade de medição de 0,25 a 0,50 mm/s. Os dados do perfil de rugosidade foram captados com o auxílio de um cabo via conexão RS-232 ao computador de modo a analisar graficamente as características dos picos e vales gerados na superfície usinada. Para a medição de  $R_a$  e  $R_z$ , a seleção do comprimento de

amostragem ( $l_e$ ) levou em consideração a norma ABNT NBR 4288, 2008, como critério na seleção de acordo com a faixa de valores obtidos. Adotou-se  $l_e = 0,8$  mm ( $l_m = 5 \cdot l_e = 4$  mm), pois as faixas de  $0,1 \leq R_a < 2$   $\mu$ m e de  $0,5 \leq R_z < 10$   $\mu$ m englobam todos os valores medidos. As medições foram realizadas em três pontos da amostra, desconsiderando as regiões de entrada e saída da fresa devido à instabilidade do processo, uma vez que nestes trechos a fresa não está com as duas arestas atuando efetivamente no corte, ocasionando perturbações que podem comprometer o resultado da medição de rugosidade na superfície usinada.

Para uma avaliação qualitativa, perfis 3D da superfície usinada foram gerados com auxílio do interferômetro óptico Bruker modelo ContourGT-K 3D (Figura 3.7b), disponível no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF-UFRGS). Para avaliação de interferometria, foi usada uma lente de 2,5x com resolução lateral de 3,998  $\mu$ m e zoom digital de 1x. O equipamento emite faixes de laser na área da imagem, na qual ocorre a interferência dessas ondas, tornando possível a medição da rugosidade da superfície usinada. O aparelho é conectado ao software Vision 64 para captação dos dados e visualização do perfil tridimensional. Esta configuração permite a aplicação de filtros e a retirada de informações da amostra.



(a)



(b)

Figura 3.7 – Equipamentos utilizados para a medição dos dados de rugosidade: (a) rugosímetro Mitutoyo SurfTest SJ-201P; (b) interferômetro Bruker ContourGT-K 3D

As captações das imagens das superfícies usinadas também foram realizadas com o auxílio do microscópio Zeiss® Stemi 508 (LATRIB-UFRGS).

A curva de Abbott-Firestone (AFC) e a função de distribuição de amplitude (ADF) foram empregadas na avaliação comparativa dos perfis de rugosidade gerados para diferentes

raios de ponta do inserto ( $r_\epsilon$ ) e rotações ( $n$ ). O algoritmo para geração dos gráficos de AFC e ADM desenvolvido por Tavares, 2005, e posteriormente adaptado por Policena et al., 2018, é apresentado no Apêndice B.

### 3.7 Planejamento Experimental

Os intervalos dos parâmetros de corte recomendados pelo fabricante do aço inoxidável DX 2205 [Outokumpu, 2018] para a obtenção de superfícies de acabamento são velocidade de corte ( $v_c$ ) de 80 a 110 m/min e avanço por dente ( $f_z$ ) de 0,1 a 0,2 mm/z. Para uma comparação entre os diferentes raios de ponta do inserto ( $r_\epsilon$ ), os mesmos foram associados com a profundidade de corte ( $a_p$ ) através da relação  $a_p/r_\epsilon$ . Desta forma, o valor de  $a_p$  variou de acordo com  $r_\epsilon$  considerando três situações  $a_p = 0,5 \cdot r_\epsilon$ ,  $a_p = 1,0 \cdot r_\epsilon$  e  $a_p = 1,5 \cdot r_\epsilon$ . Os quatro fatores independentes de entrada do processo ( $v_c$ ,  $f_z$ ,  $r_\epsilon$  e  $a_p/r_\epsilon$ ), em três níveis cada, necessários para a composição do experimento de Box-Behnken (BBD), são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Fatores e níveis utilizados nos testes.

Fatores Controláveis	Níveis		
	Mínimo (-1)	Médio (0)	Máximo (1)
$v_c$ [m/min]	80	95	110
$f_z$ [mm/z]	0,06	0,12	0,18
$r_\epsilon$ [mm]	0,4	0,8	1,2
$a_p/r_\epsilon$	0,5	1,0	1,5

Cada amostra foi gerada a partir da usinagem com diferentes combinações de fatores de entrada aleatorizadas através do BBD com o auxílio do Minitab<sup>®</sup>19 com vistas à realização de 27 passes (Tabela 3.3).

A fim de determinar as influências dos fatores de entrada ( $v_c$ ,  $f_z$ ,  $r_\epsilon$ ,  $a_p/r_\epsilon$ ) em cada variável de resposta (força e rugosidade), realizou-se a análise de variância (ANOVA) via Minitab<sup>®</sup>19. Em todas as situações, aplicou-se um intervalo de confiança de 90 a 95%, ou seja, para valores de alfa ( $\alpha$ ), entre 5 e 10%, a variável de controle considera-se significativa na resposta. Equações de regressão foram determinados através do Minitab<sup>®</sup>19; estas equações são polinômios de segundo grau que representam matematicamente o comportamento do modelo. Gráficos de contorno foram gerados de modo a avaliar a influência dos fatores controláveis sobre as variáveis de resposta para cada situação analisada.

Tabela 3.3 – Combinações de parâmetros segundo o experimento BBD

Passe (amostra)	Fatores Controláveis de Entrada			
	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm/z]	$r_\varepsilon$ [mm]	$a_p/r_\varepsilon$
1	95	0,12	0,4	0,5
2	95	0,06	0,8	1,5
3	80	0,12	1,2	1
4	110	0,12	0,8	0,5
5	95	0,18	1,2	1
6	95	0,06	0,4	1
7*	95	0,12	0,8	1
8	80	0,12	0,8	0,5
9	95	0,18	0,8	1,5
10	80	0,12	0,8	1,5
11	95	0,12	1,2	0,5
12	110	0,12	0,4	1
13	110	0,12	0,8	1,5
14	95	0,18	0,4	1
15	95	0,12	0,4	1,5
16*	95	0,12	0,8	1
17	80	0,12	0,4	1
18	95	0,06	1,2	1
19	95	0,12	1,2	1,5
20	95	0,18	0,8	0,5
21	110	0,18	0,8	1
22	95	0,06	0,8	0,5
23	110	0,12	1,2	1
24	110	0,06	0,8	1
25*	95	0,12	0,8	1
26	80	0,06	0,8	1
27	80	0,18	0,8	1

\*O método BBD gera três passes repetidos de controle onde as variáveis de entrada apresentam seus valores médios (ou ponto central '0000').



## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos no ensaio de fresamento de topo do aço inoxidável duplex DX 2205 referente às parcelas estática e dinâmica das componentes ativa e passiva da força de usinagem e às rugosidades das superfícies usinadas.

### 4.1 Análise das Forças de Usinagem

A Tabela 4.1 apresenta os valores referentes às parcelas estáticas e dinâmicas da força ativa ( $\mu F_a \pm \Delta F_a$ ) e da força passiva ( $\mu F_p \pm \Delta F_p$ ) durante o fresamento do DX 2205 para as 27 combinações de parâmetros determinadas pelo BBD.

Tabela 4.1 – Valores de força obtidos durante o fresamento do UNS 2205.

Passe (amostra)	Fatores Controláveis				Variáveis de Resposta			
	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm/z]	$r_\epsilon$ [mm]	$a_p/r_\epsilon$	$F_a$ [N]		$F_p$ [N]	
					$\mu F_a$	$\pm \Delta F_a$	$\mu F_p$	$\pm \Delta F_p$
1	95	0,12	0,4	0,5	81,2	56,6	105,4	37,9
2	95	0,06	0,8	1,5	249,5	162,7	76,3	47,2
3	80	0,12	1,2	1,0	425,0	276,7	158,2	81,4
4	110	0,12	0,8	0,5	132,1	80,1	102,8	43,4
5	95	0,18	1,2	1,0	466,6	305,5	156,4	87,0
6	95	0,06	0,4	1,0	91,5	110,1	73,7	50,4
7*	95	0,12	0,8	1,0	264,0	194,0	97,3	65,3
8	80	0,12	0,8	0,5	133,1	107,5	95,3	62,6
9	95	0,18	0,8	1,5	291,0	581,1	30,6	121,2
10	80	0,12	0,8	1,5	378,4	233,1	123,8	48,3
11	95	0,12	1,2	0,5	185,3	124,4	115,8	60,7
12	110	0,12	0,4	1,0	136,7	87,0	96,6	50,4
13	110	0,12	0,8	1,5	811,2	371,1	199,4	62,6
14	95	0,18	0,4	1,0	182,3	106,7	116,2	62,8
15	95	0,12	0,4	1,5	281,3	198,7	142,4	63,5
16*	95	0,12	0,8	1,0	269,3	168,7	132,7	67,2
17	80	0,12	0,4	1,0	136,5	87,4	55,5	48,0
18	95	0,06	1,2	1,0	245,3	177,7	111,8	64,0
19	95	0,12	1,2	1,5	522,8	310,5	135,2	53,9
20	95	0,18	0,8	0,5	165,2	120,0	107,7	71,0
21	110	0,18	0,8	1,0	567,5	360,9	238,7	152,0
22	95	0,06	0,8	0,5	266,8	273,6	92,4	71,7

Passe (amostra)	Fatores Controláveis				Variáveis de Resposta			
	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm/z]	$r_\epsilon$ [mm]	$a_p/r_\epsilon$	$F_a$ [N]		$F_p$ [N]	
					$\mu F_a$	$\pm \Delta F_a$	$\mu F_p$	$\pm \Delta F_p$
23	110	0,12	1,2	1,0	379,7	201,7	156,1	51,1
24	110	0,06	0,8	1,0	178,7	101,5	75,1	53,1
25*	95	0,12	0,8	1,0	274,1	186,5	108,2	61,4
26	80	0,06	0,8	1,0	195,5	121,5	91,8	46,6
27	80	0,18	0,8	1,0	331,0	271,3	99,7	76,0

\*Passes repetidos de controle no ponto central '0000'.

A Figura 4.1 apresenta graficamente os valores referentes às parcelas estáticas e dinâmicas da componente ativa da força de usinagem ( $\mu F_a \pm \Delta F_a$ ). Os menores valores ocorreram durante o passe 1 ( $F_a = 81,2 \pm 56,6$  N) no qual  $r_\epsilon$  e  $a_p/r_\epsilon$  são mínimos ( $a_p = 0,2$  mm), e  $v_c$  e  $f_z$  são médios. Em contrapartida, os maiores valores foram gerados no passe 13 ( $F_a = 811,2 \pm 371,1$  N), pois  $a_p/r_\epsilon$  e  $v_c$  são máximos, e  $r_\epsilon$  e  $f_z$  são médios. Ao comparar o passe 13 ( $a_p = 1,2$  mm) com o passe 4 ( $a_p = 0,4$  mm), observa-se que o incremento de  $a_p$  aumenta  $\mu F_a$  em 514% e  $\Delta F_a$  em 363%. Santos e Sales, 2007, explicam que estas diferenças nos valores de força se devem ao aumento das áreas de cisalhamento primária e secundária durante o corte pelo aumento significativo de  $a_p$ .

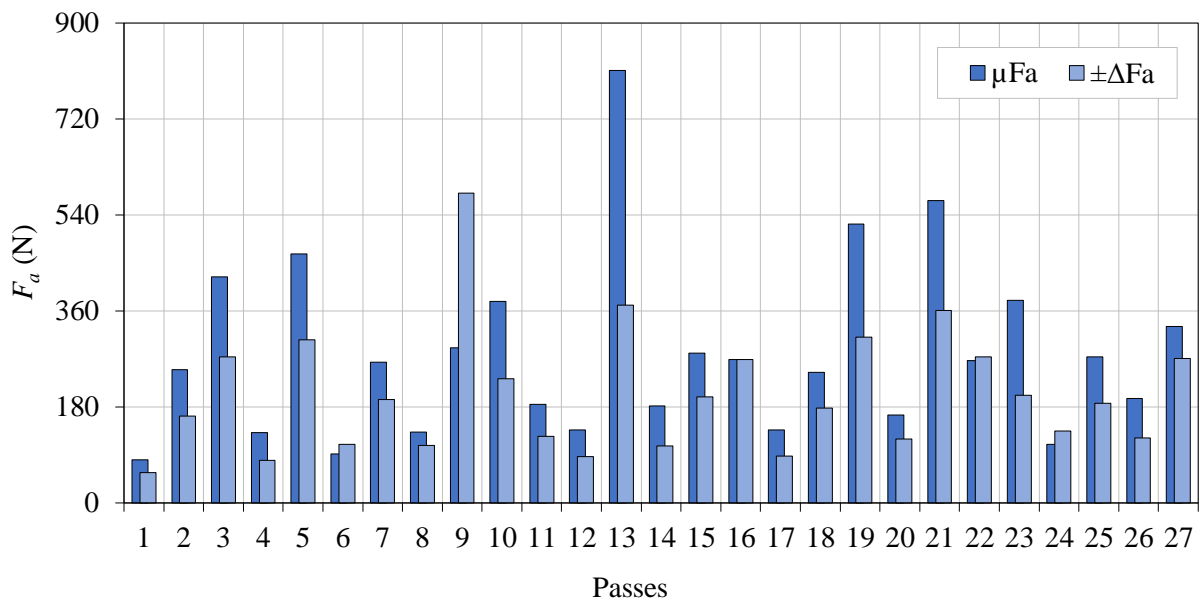


Figura 4.1 – Comportamento da força ativa.

Em dois passes (6 e 22), com os mesmos níveis de  $v_c$ ,  $f_z$  e  $a_p$ , a parcela dinâmica da força ativa ( $\Delta F_a$ ) foi maior a parcela estática ( $\mu F_a$ ), o que pode indicar uma maior flutuação da força

provocada possivelmente pela menor seção de corte ( $f_z = 0,06$  mm e  $a_p = 0,8$  mm) combinado com maiores velocidades de corte ( $v_c = 95$  m/min). A utilização de parâmetros mais conservadores pode fazer com que o processo não atinja a espessura de corte mínima ( $h$ ) necessária para o cisalhamento do cavaco, causando o efeito *ploughing*, ou seja, a superfície do material é deformada sem que o cavaco seja efetivamente cortado. No caso,  $\Delta F_a$  foi aproximadamente 20% maior que  $\mu F_a$  no passe 6, enquanto o aumento percentual foi menor (2,5%) para o passe 22. Nota-se que os referidos passes utilizaram os mesmos parâmetros de corte ( $v_c, f_z, a_p$ ) diferindo apenas  $r_\epsilon$  (0,4 e 0,8 mm, respectivamente), ocasionando uma menor relação  $a_p/r_\epsilon$  e maiores valores de  $F_a$  (principalmente) e  $F_p$ . De acordo com Niu et al., 2021, com o incremento de  $r_\epsilon$ , o efeito *ploughing* entre a aresta de corte e a superfície usinada aumenta, resultando em uma elevação nas componentes de força ( $F_x, F_y, F_z$ ).

A Figura 4.2 mostra graficamente os valores de força passiva ( $\mu F_p \pm \Delta F_p$ ) obtidos durante o fresamento do DX 2205. O menor valor da parcela estática ( $\mu F_p = 55,5$  N) ocorreu no passe 17, enquanto que para a parcela dinâmica, o menor valor foi no passe 1 ( $\Delta F_p = 37,9$  N). Em ambos os passes, utilizou-se  $r_\epsilon$  mínimo e  $f_z$  médio com  $v_c \leq 95$  m/min e  $a_p \leq 0,4$  mm. Já os maiores valores da força passiva foram gerados no passe 21 ( $F_p = 238,7 \pm 152,0$  N) aplicando  $v_c$  e  $f_z$  máximos com  $r_\epsilon$  e  $a_p/r_\epsilon$  médios. Ao comparar o passe 24 ( $f_z = 0,06$  mm/z) com o passe 21 ( $f_z = 0,18$  mm/z), nota-se que o incremento de  $f_z$  aumenta  $\mu F_p$  em 218% e  $\Delta F_p$  em 186%. Assim, a relação  $a_p/r_\epsilon$  tem diferentes efeitos sobre as forças ativa e passiva.

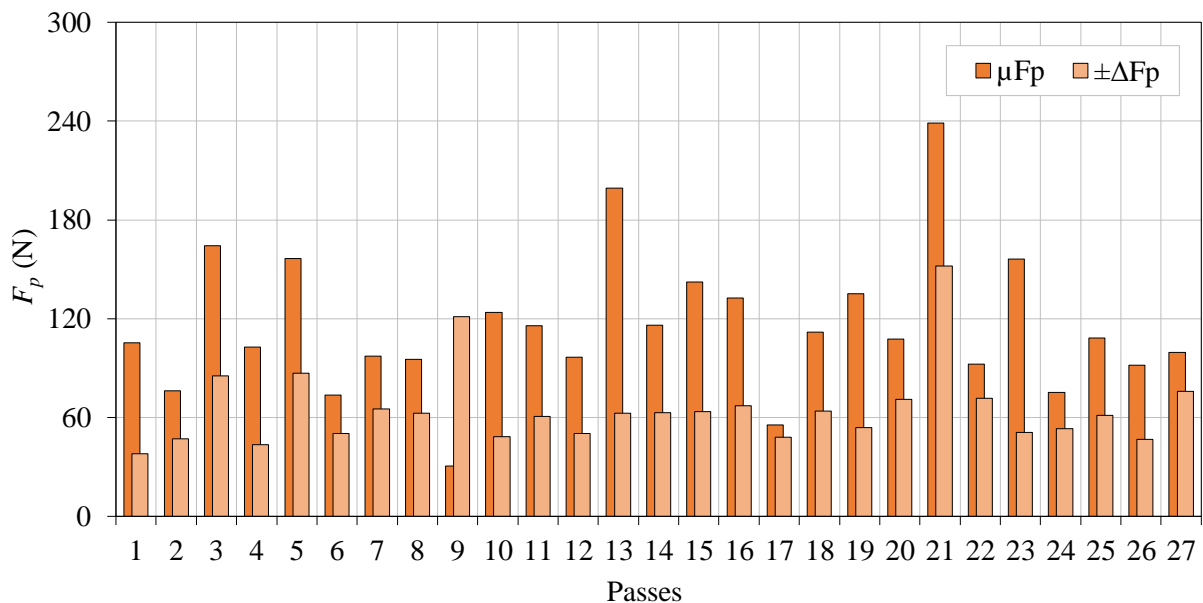


Figura 4.2 – Comportamento da força passiva.

#### 4.1.1 Instabilidade e falha da ferramenta

O passe 9 ( $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,18$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 1,5$ ) apresentou grande instabilidade (vibração) durante o processo de fresamento, ocasionando falhas no inserto (Figura 4.3). Neste caso, a parcela dinâmica foi superior a parcela estática, tanto para a força ativa quanto para a força passiva (102% e 296%, respectivamente). Sória, 2016, afirma que ao alterar o inserto por um de maior raio de ponta ( $r_\epsilon$ ), ocorrerá a redução da relação  $a_p/r_\epsilon$ . Com isso, a componente axial da força de usinagem aumenta em proporção, tendendo a empurrar a ferramenta para longe da zona de corte, resultando no possível aumento da vibração. Para uma maior profundidade de corte ( $a_p$ ) e mesmo valor de  $r_\epsilon$ , a sua componente radial tende a aumentar (aumentando  $F_d$ ). A falha ocorreu porque o raio do inserto ( $r_\epsilon$ ) não era robusto o suficiente, e por consequência, a aresta da ferramenta não suportou a instabilidade dinâmica. Como resultante, as altas temperaturas geradas no processo associadas ao atrito na zona de corte possibilitaram a formação de desgaste por *attrition* (aderência e arrastamento). Destacadas na imagem têm-se a adesão de material da peça na superfície do inserto, o qual virá a se desprender da ferramenta e gerar desgaste por microlascamentos da aresta de corte ou ficar no inserto e formar um filme de material aderido.

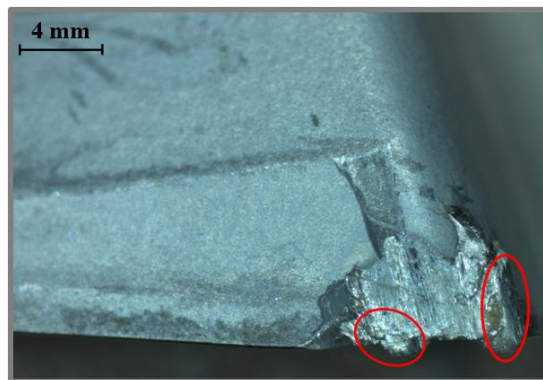


Figura 4.3 – Estado da ponta do inserto após usinagem do passe 9

Não foram observadas falhas significativas quando se utilizou  $r_\epsilon = 1,2$  mm e a mesma relação  $a_p/r_\epsilon = 1,5$ . Avaliando três passes (15, 10, 19), todos com  $a_p/r_\epsilon = 1,5$  e  $f_z = 0,12$  mm/z, verificou-se que houve aumento de  $F_a$  e redução de  $F_p$  devido aos incrementos de  $a_p$  (0,6; 1,2; 1,8 mm, respectivamente) e  $r_\epsilon$  (0,4; 0,8; 1,2 mm, respectivamente).

As propriedades dos aços inoxidáveis duplex (DSS) influenciam nas forças de usinagem. Nestes materiais se sobressaem a baixa condutividade térmica, a alta taxa de encruamento e a alta ductilidade, que proporcionam a formação de cavacos com maior

resistência ao cisalhamento, dificultando a sua quebra e aumentando o contato na interface cavaco-ferramenta. Essas propriedades geram diferentes mecanismos de desgaste como adesão, difusão e abrasão, que causam desgastes de flanco, de cratera, e a formação de APC [Gamarra, 2017]. A forte adesão entre os metais é devido a transferência de elétrons entre os contatos das superfícies. Nos metais existe uma grande quantidade de elétrons livres que, no contato são permutados, estabelecendo uma ligação. Um fator importante na adesão é a carga mínima necessária para provocar deformação plástica e estabelecer um real contato entre as superfícies [Stachowiak e Batchelor, 2005]. O material residual pode sofrer encruamento provocando sulcamento, que é uma forma ineficiente de corte, podendo levar a formação de trincas na superfície. Dessa forma, a adesão pode favorecer à formação de partículas transferidas encruadas que, por sua vez, desencadeiam o desgaste abrasivo por sulcamento [Eurich, 2021].

A Figura 4.4 ilustra a presença de lascamento na ponta do inserto após o passe 13 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_e = 0,8$  mm,  $a_p = 1,2$  mm) e de desgaste abrasivo após o passe 21 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,18$  mm/z,  $r_e = 0,8$  mm,  $a_p = 0,8$  mm). O maior trabalho realizado no corte do DX 2205, associado à sua baixa condutividade térmica (parcela maior do calor gerado migra para a ferramenta) fez com que o inserto falhasse nesses passes.

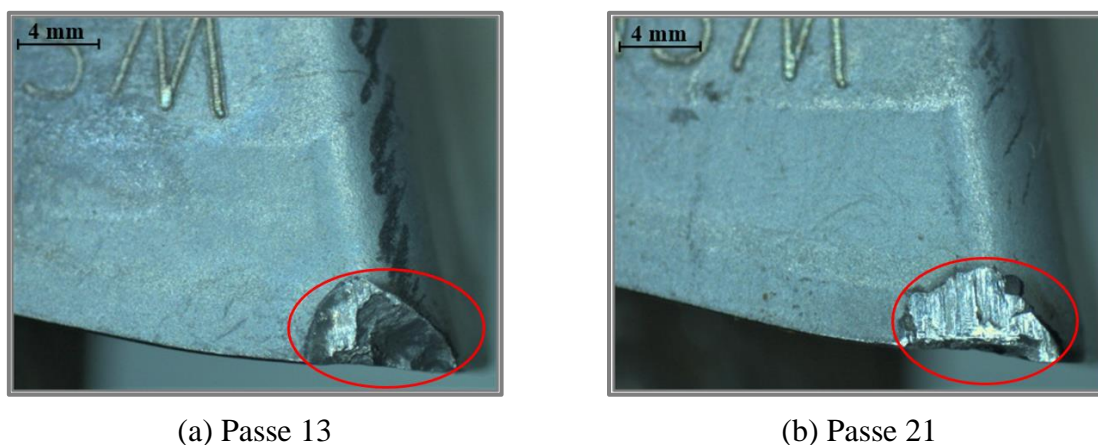


Figura 4.4 – Falhas geradas nas ferramentas: (a) lascamento; (b) desgaste abrasivo.

#### 4.1.2 Análise estatística das parcelas estáticas e dinâmicas das forças ativas e passivas

Uma análise de variância (ANOVA) foi realizada a fim de avaliar os efeitos lineares dos fatores independentes, suas interações e efeitos quadráticos sobre as parcelas estática ( $\mu F$ ) e dinâmica ( $\Delta F$ ) das forças ativa ( $F_a$ ) e passiva ( $F_p$ ).

A Tabela 4.2 apresenta o resultado da ANOVA reduzida para  $F_a$  e  $F_p$  (maior detalhamento no Apêndice A). Encontram-se na ANOVA apenas os fatores controláveis que

foram significativos e contribuíram sobre a resposta de saída. Os valores em negrito referem-se aos fatores significativos nas variáveis de resposta para um intervalo de confiança igual ou superior a 95%, enquanto os valores em cinza representam os valores que foram “parcialmente” significativos (intervalo de confiança entre 90 e 95%). A coluna Prop. [%] indica a porcentagem de contribuição de cada fator em relação à soma total dos quadrados.

Tabela 4.2 – ANOVA reduzida da  $\mu F$  e  $\Delta F$  da força ativa e passiva.

Fator	$\mu F_a$		$\pm \Delta F_a$		$\mu F_p$		$\pm \Delta F_p$	
	Valor-p	Prop. [%]	Valor-p	Prop. [%]	Valor-p	Prop. [%]	Valor-p	Prop. [%]
$v_c$	-	-	-	-	<b>0,068</b>	9,89	-	-
$f_z$	<b>0,036</b>	8,13	< <b>0,001</b>	13,73	<b>0,080</b>	9,04	< <b>0,001</b>	30,84
$r_\varepsilon$	<b>0,003</b>	19,66	< <b>0,001</b>	12,87	<b>0,057</b>	10,85	-	-
$a_p/r_\varepsilon$	<b>0,001</b>	28,10	< <b>0,001</b>	28,07	-	-	-	-
$f_z \times f_z$	-	-	-	-	-	-	<b>0,016</b>	13,91
$r_\varepsilon \times r_\varepsilon$	-	-	<b>0,004</b>	6,36	-	-	-	-
$v_c \times f_z$	-	-	-	-	<b>0,042</b>	12,65	<b>0,039</b>	7,95
$v_c \times a_p/r_\varepsilon$	<b>0,059</b>	6,43	-	-	-	-	-	-
$f_z \times a_p/r_\varepsilon$	-	-	< <b>0,001</b>	23,24	-	-	<b>0,028</b>	9,18
Erro		26,7		8,7		47,3		25,1
$R^2$	73,3%		83,5%		52,7%		74,9%	

Para as parcelas estática ( $\mu F$ ) e dinâmica ( $\Delta F$ ) da força ativa, os efeitos lineares dos fatores avanço por dente ( $f_z$ ), raio de ponta do inserto ( $r_\varepsilon$ ) e relação  $a_p/r_\varepsilon$  apresentaram grande significância ( $\alpha \leq 0,05$ ) sobre ambas as variáveis de resposta. A interação  $v_c \times a_p/r_\varepsilon$  foi “parcialmente” significativa ( $0,05 < \alpha \leq 0,10$ ) para  $\mu F_a$ , enquanto a interação  $f_z \times a_p/r_\varepsilon$  e o efeito quadrático do raio de ponta ( $r_\varepsilon \times r_\varepsilon$ ) foram significativos sobre  $\Delta F_a$ . A Figura 4.5 apresenta os gráficos dos efeitos principais ilustrando a variação de  $\mu F_a$  e  $\Delta F_a$  em função dos fatores controláveis. Para as velocidades de corte testadas, observa-se que não houve influência significativa para  $\Delta F_a$ . No entanto, houve um crescimento da  $\mu F_a$  para maiores valores de  $v_c$ . O incremento do avanço por dente gerou uma tendência de crescimento das parcelas  $\mu F_a$  e  $\Delta F_a$  pelo aumento da seção de corte. Os menores valores de  $F_a$  foram observados para  $r_\varepsilon = 0,4$  mm, possivelmente devido à menor área de contato ferramenta/peça, a qual diminuiu a tendência de vibrações. Acerca da relação  $a_p/r_\varepsilon$ , à medida que se incrementa  $a_p$ , há um aumento das parcelas  $\mu F_a$  e  $\Delta F_a$ , visto que a pressão específica de corte praticamente não se altera [Souza et.al., 2016].

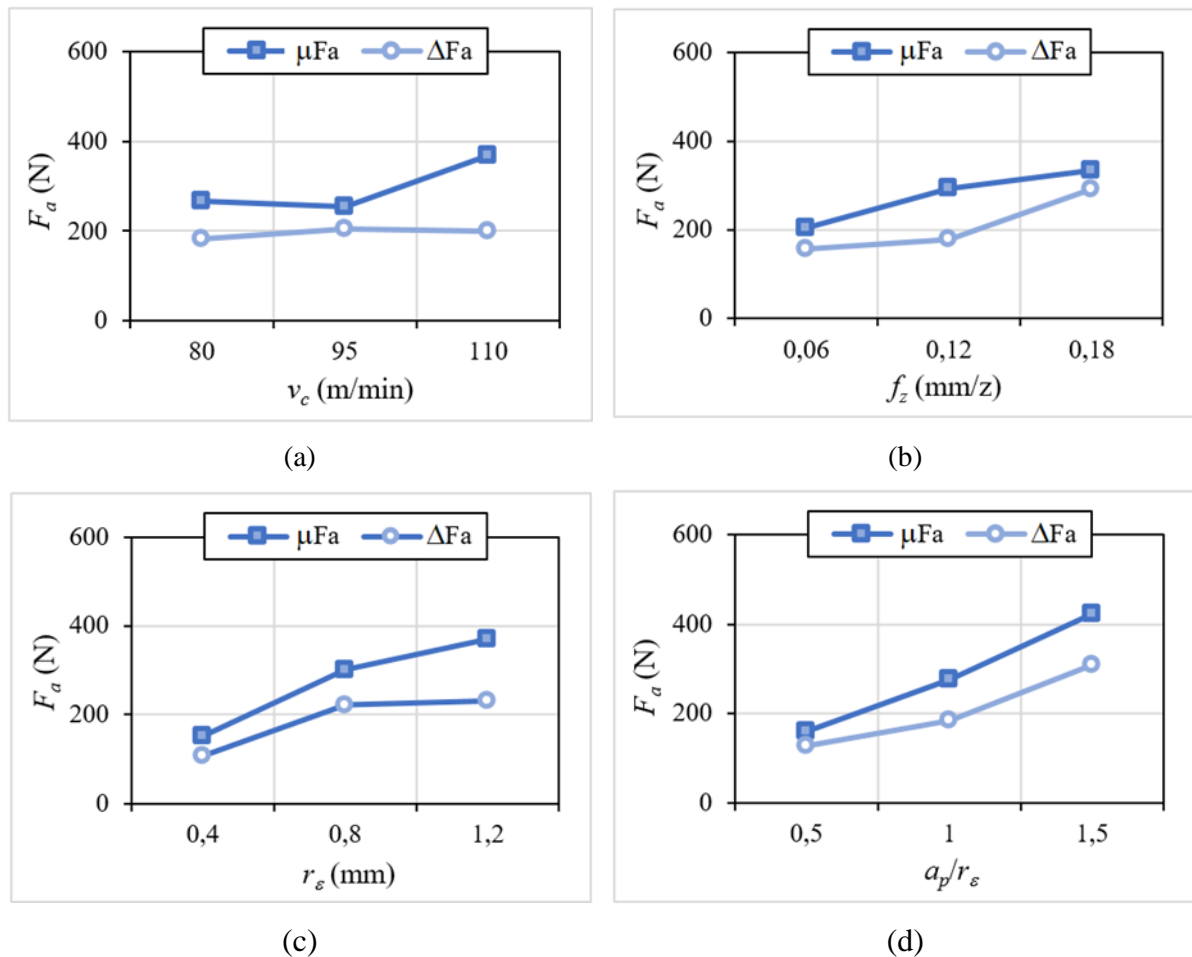


Figura 4.5 – Gráficos dos efeitos principais sobre a força ativa: (a)  $v_c$ ; (b)  $f_z$ ; (c)  $r_\epsilon$ ; (d)  $a_p/r_\epsilon$ .

Os efeitos lineares da velocidade de corte ( $v_c$ ), do avanço por dente ( $f_z$ ), do raio de ponta do inserto ( $r_\epsilon$ ) e o da interação  $v_c \times f_z$  foram “parcialmente” significativos em  $\mu F_p$ . No caso de  $\Delta F_p$ , esta sofreu influência significativa de  $f_z$  (efeito linear, quadrático, combinado com  $v_c$  e combinado com  $a_p/r_\epsilon$ ). A Figura 4.6 ilustra os gráficos dos efeitos principais sobre  $\mu F_p$  e  $\Delta F_p$ . Nota-se que os gráficos apresentam comportamentos similares aos da Figura 4.5, com exceção de  $a_p/r_\epsilon$ , cujo efeito não foi significativo sobre a força passiva.

Os coeficientes de determinação ( $R^2$ ) encontram-se acima de 70% para três situações ( $\mu F_a$ ,  $\Delta F_a$  e  $\Delta F_p$ ) o que, segundo Moore et al., 2013, indica que os resultados preditos pelos modelos de regressão (Equações 4.1, 4.2 e 4.4) ajustam-se muito bem aos resultados experimentais. No caso de  $\mu F_p$  (Eq. 4.3), este ajuste é moderado ( $50\% < R^2 < 60\%$ ). Gráfico de comparação dos resultados experimentais aos preditos através das equações de regressão são apresentados na Figura 4.7 e Figura 4.8.

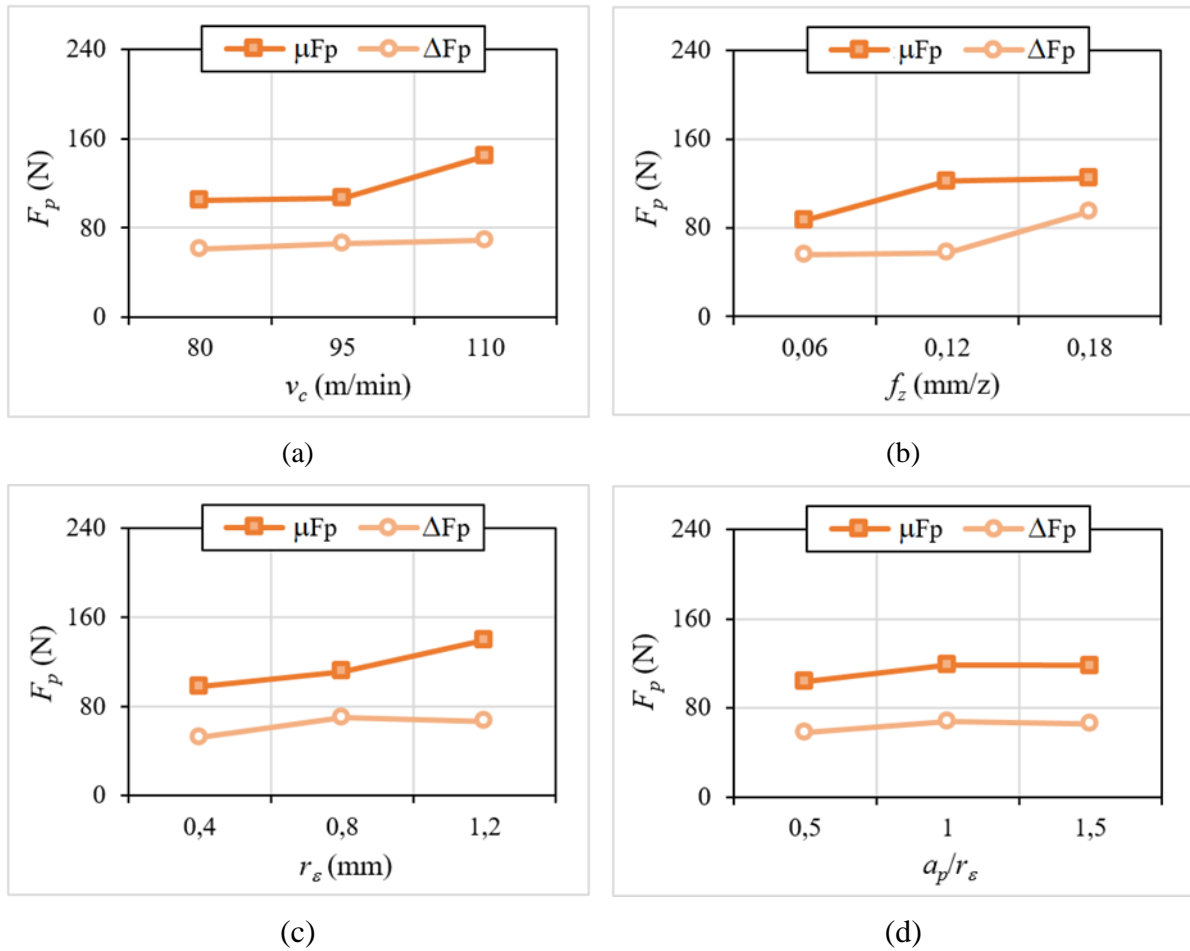


Figura 4.6 – Gráficos dos efeitos principais sobre a força passiva: (a)  $v_c$ ; (b)  $f_z$ ; (c)  $r_\epsilon$ ; (d)  $a_p/r_\epsilon$ .

$$\begin{aligned} \mu F_a = 1897 - 19,3 \cdot v_c - 8181 \cdot f_z + 113 \cdot r_\epsilon - 1392 \cdot (a_p/r_\epsilon) + 75,2 \cdot v_c \cdot f_z - 1,84 \cdot v_c \cdot r_\epsilon + \\ 14,46 \cdot v_c \cdot (a_p/r_\epsilon) + 1359 \cdot f_z \cdot r_\epsilon + 1193 \cdot f_z \cdot (a_p/r_\epsilon) + 172 \cdot r_\epsilon \cdot (a_p/r_\epsilon) \end{aligned} \quad (4.1)$$

$$\begin{aligned} \Delta F_a = 121 + 0,1 \cdot v_c - 6057 \cdot f_z + 1094 \cdot r_\epsilon - 431 \cdot (a_p/r_\epsilon) + 0,0377 \cdot v_c^2 + 7689 \cdot f_z^2 - \\ 120 \cdot r_\epsilon^2 - 3 \cdot (a_p/r_\epsilon)^2 + 5,6 \cdot v_c \cdot f_z - 10,54 \cdot v_c \cdot r_\epsilon + 1,24 \cdot v_c \cdot (a_p/r_\epsilon) + 1356 \cdot f_z \cdot r_\epsilon + \\ 4767 \cdot f_z \cdot (a_p/r_\epsilon) + 55 \cdot r_\epsilon \cdot (a_p/r_\epsilon) \end{aligned} \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} \mu F_p = 1261 - 21,4 \cdot v_c - 3285 \cdot f_z + 52,1 \cdot r_\epsilon - 140 \cdot (a_p/r_\epsilon) + 0,0805 \cdot v_c^2 + 43,3 \cdot v_c \cdot f_z + \\ 2,27 \cdot v_c \cdot (a_p/r_\epsilon) - 508 \cdot f_z \cdot (a_p/r_\epsilon) \end{aligned} \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} \Delta F_p = 297 - 1,96 \cdot v_c - 3218 \cdot f_z + 234 \cdot r_\epsilon - 172 \cdot (a_p/r_\epsilon) + 4549 \cdot f_z^2 - 44,5 \cdot r_\epsilon^2 + \\ 19,3 \cdot v_c \cdot f_z - 1,52 \cdot v_c \cdot r_\epsilon + 1,11 \cdot v_c \cdot (a_p/r_\epsilon) + 622 \cdot f_z \cdot (a_p/r_\epsilon) \end{aligned} \quad (4.4)$$

Uma dispersão dos valores estimados pelo modelo com relação aos observados experimentalmente é notada em  $\mu F_a$ ; em contrapartida,  $\Delta F_a$  apresenta ótima aproximação entre



os valores preditos e os observados (Figura 4.7) Por outro lado, uma grande dispersão dos valores preditos com relação aos observados é notada em  $\mu F_p$  e uma razoável dispersão é observada em  $\Delta F_p$  (Figura 4.8). Vale salientar que alguns fatores que não contribuíram sobre a resposta foram retirados do modelo de regressão e adicionados ao termo do erro. Porém, constatou-se que para alguns efeitos quadráticos e interações entre os fatores, os mesmos influenciavam na variável de resposta, ocasionando a diminuição do  $R^2$ .

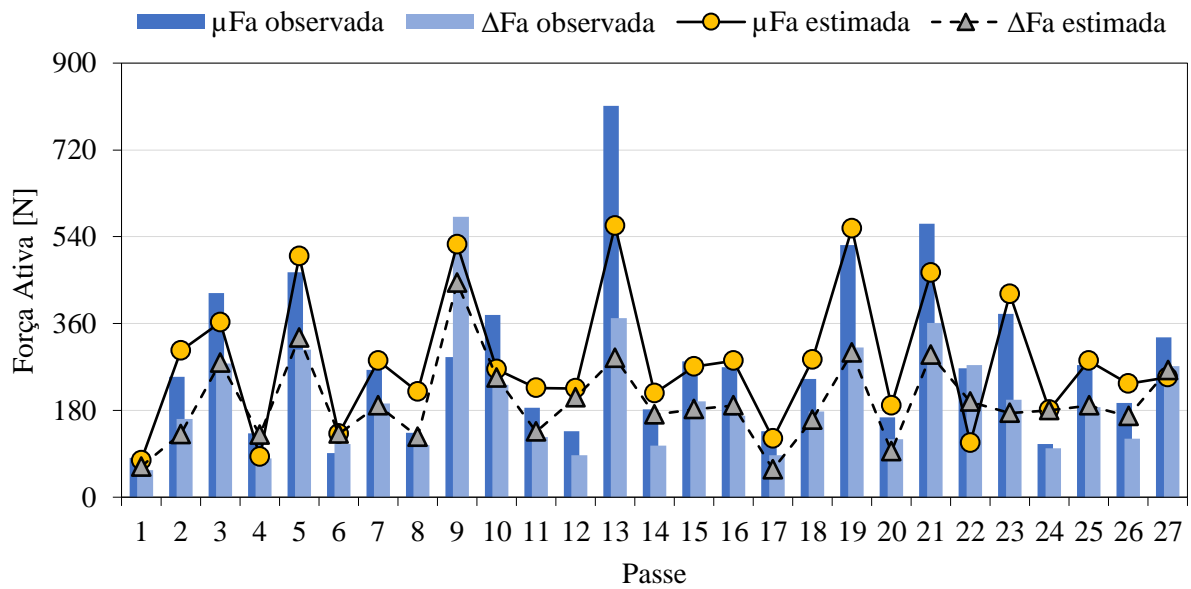


Figura 4.7 – Comparação entre valores observados e preditos força ativa.

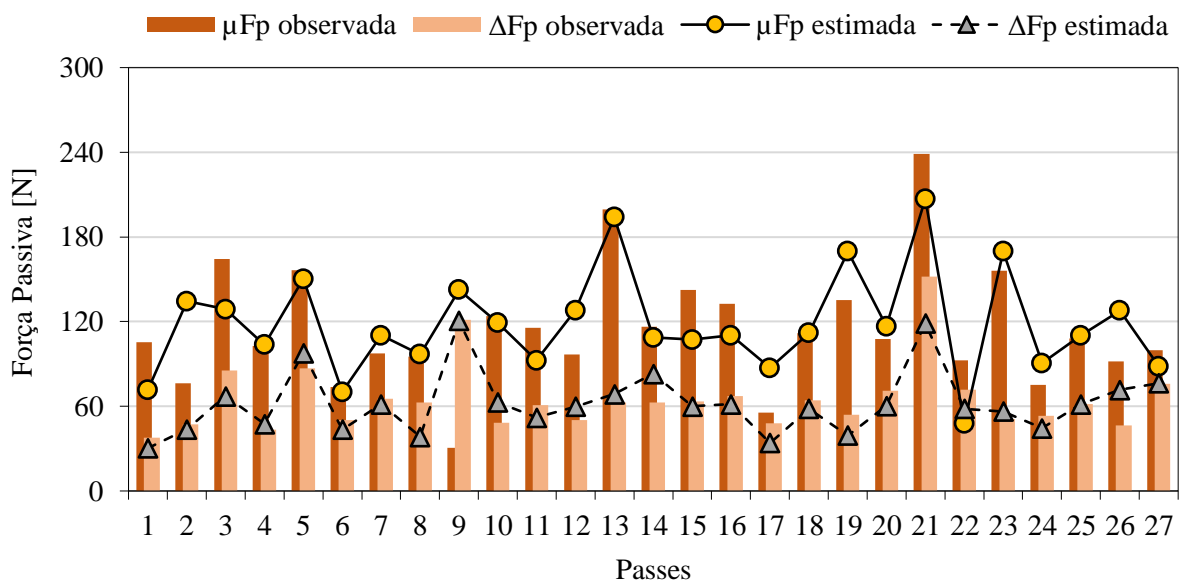


Figura 4.8 – Comparação entre valores observados e preditos força passiva.

A Figura 4.9 ilustra os gráficos de contorno 2D gerados a partir do modelo de regressão em função de  $v_c \times f_z$  para as parcelas estática e dinâmica da força ativa ( $\mu F_a$  e  $\Delta F_a$ ) em cada nível de  $r_\epsilon$  e  $a_p/r_\epsilon$ .

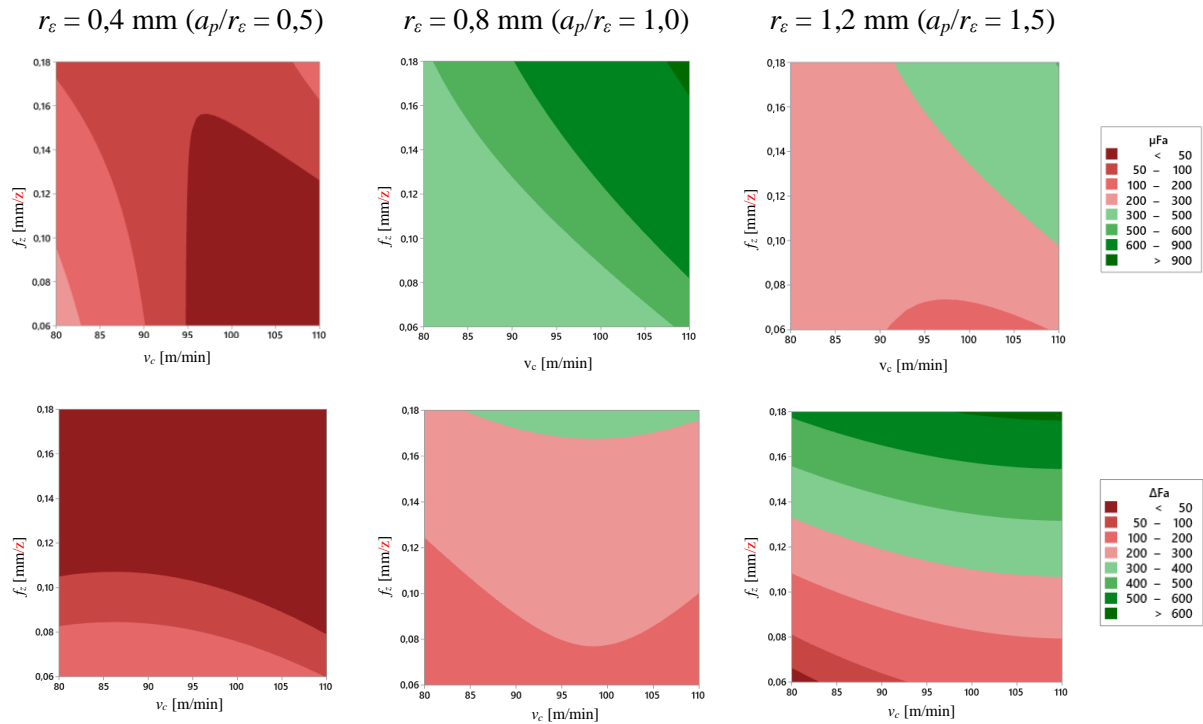


Figura 4.9 – Gráficos de contorno das parcelas estática e dinâmica da força ativa.

Para  $\mu F_a$ , nota-se a baixa influência de  $v_c$  para  $a_p$  e  $r_\epsilon$  mínimos (o oposto é observado para  $a_p$  e  $r_\epsilon$  máximos). Combinações que contenham baixos valores de  $a_p$  e  $f_z$ , aliados a  $v_c$  média, geraram menores valores para  $\mu F_a$ . De acordo com Garcia, 2019, estas combinações correspondem a uma seção de corte menor, o que está de acordo com a teoria apresentada nesse estudo e os resultados obtidos por meio da ANOVA. Avaliando  $\Delta F_a$ , observa-se que  $v_c$  não a afeta significativamente. Constata-se que  $\Delta F_a$  mostra uma tendência crescente com o incremento de  $r_\epsilon$ . Niu et al., 2021, observaram que a força de usinagem em fresamento varia conforme se altera  $r_\epsilon$ . Quando  $r_\epsilon = 2 \text{ mm}$ ,  $F_z$  foi três vezes maior que com  $r_\epsilon = 0,5 \text{ mm}$ . Segundo os autores, o aumento de  $r_\epsilon$ , resulta em uma seção de corte (definida pela curvatura da aresta de corte) mais estreita e mais estendida. Neste caso, o material na ponta da ferramenta, ao invés de ser cisalhado, é recalcado, aumentando o efeito *ploughing* nesta região. Isto leva a uma deformação mais severa do material, maior energia específica de corte e maior força de corte.

Através da Figura 4.10, verifica-se que o comportamento das variáveis de entrada sobre  $F_p$  mostrou-se diferente da tendência apresentada para  $F_a$ , destacando a maior influência de  $f_z$ .

À medida que se incrementa  $a_p/r_\epsilon$  e  $r_\epsilon$ , a parcela  $\mu F_p$  também aumenta, especialmente quando combinados com maiores valores de  $f_z$ . Maior  $f_z$ , atrelado a um maior  $a_p$ , traduz-se numa maior seção de cavaco, que por sua vez é diretamente proporcional a força gerada para removê-lo. Em contrapartida, para médio  $f_z$  os valores de  $\Delta F_p$  mantêm-se baixos (verificou-se a baixa influência de  $a_p$  e  $r_\epsilon$  sobre  $\Delta F_p$ , conforme a ANOVA).

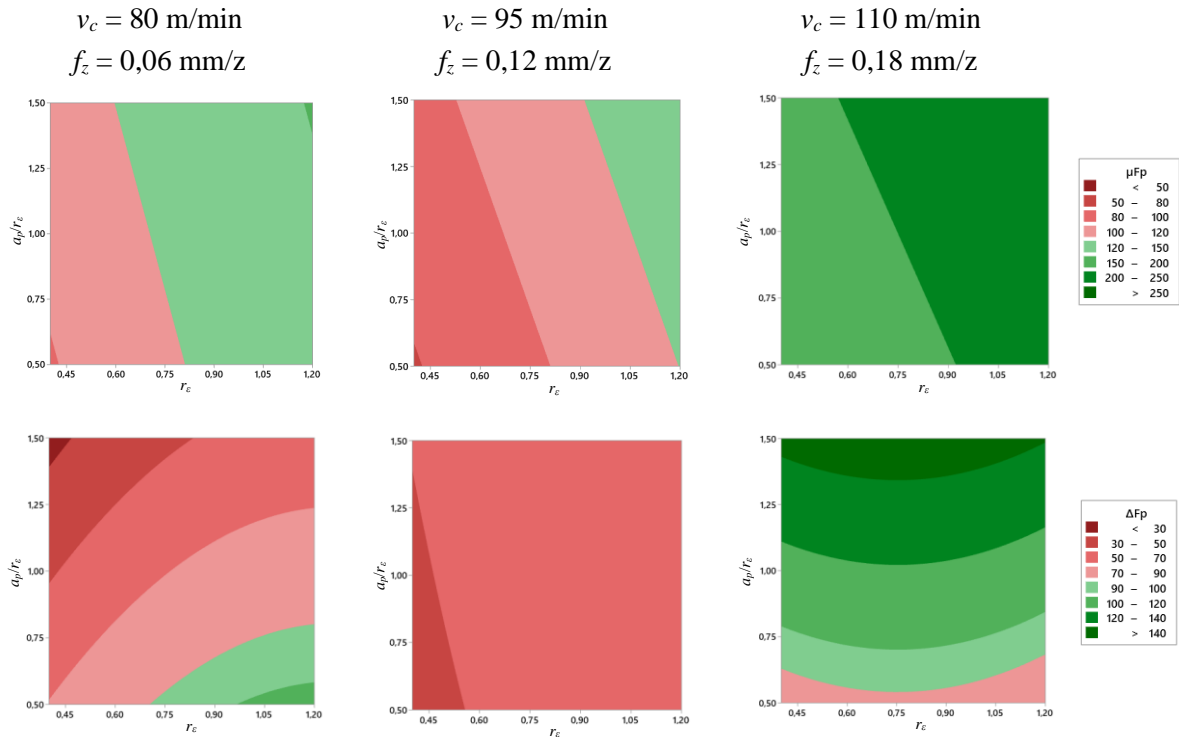


Figura 4.10 – Gráficos de contorno das parcelas estática e dinâmica da força passiva.

No entanto, à medida que cresce  $a_p$  atrelado a níveis altos de  $f_z$  tem-se o incremento de  $\Delta F_p$ . Por outro lado, para os níveis baixos de  $f_z$  nota-se um crescimento de  $\Delta F_p$  para níveis mais baixos de  $a_p$  combinado com maior  $r_\epsilon$ . Ribeiro et al., 2006, avaliaram a influência de  $v_c$  e  $f_z$  sobre as forças de usinagem durante o fresamento de aços para matrizes utilizando três classes de insertos. Os autores notaram que a variação que ocorre nas forças ortogonais  $F_x$  e  $F_y$  (componentes da força ativa) quando  $v_c$  aumenta não é muito significativa. Em relação à  $f_z$ , observou-se o crescimento quase linear das forças com o aumento do avanço por dente. Este incremento de  $f_z$  produziu um aumento do volume de material removido em função do tempo, resultando em maiores forças, especialmente a passiva ( $F_z$ ).

### 4.1.3 Otimização multivariada

Após a análise das forças de corte, foi determinado o conjunto de fatores para otimizar as parcelas estática e dinâmica das forças ativa e passiva (menor-é-melhor). A Figura 4.11 representa a otimização multivariada, indicando os fatores controláveis determinados para a condição em análise que geram os menores valores de força do experimento.

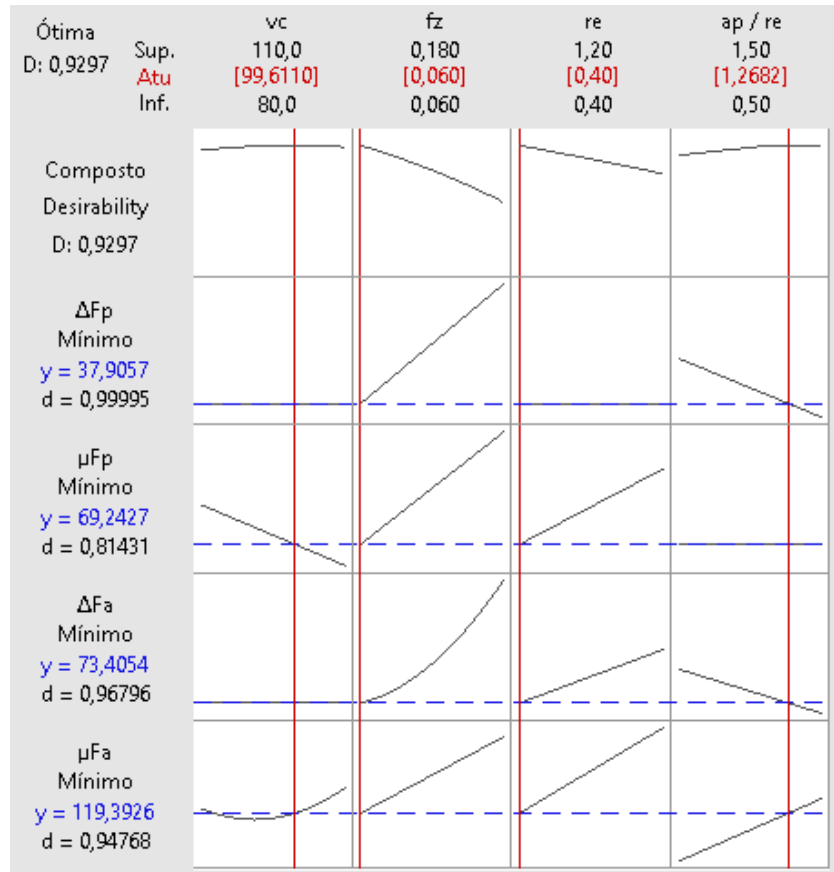


Figura 4.11 – Otimização multivariada das forças de usinagem.

Com o Minitab®19, as funções *desirability* (desejabilidade” individual “*d*” e desejabilidade composta “*D*”) foram calculadas. Quanto mais perto a resposta, está do alvo, mais *d* (e, por conseguinte *D*) se aproxima do valor 1,0. No caso,  $d > 0,95$  e  $D = 0,97$ . Assim, gerou-se a melhor combinação dos fatores controláveis (*X*) com o objetivo de minimizar simultaneamente cada resposta (*Y*) dentro do intervalo de parâmetros estabelecidos neste trabalho. O modelo sugere valores próximos aos níveis altos de  $v_c$  e  $a_p/r_e$ , com  $f_z$  e  $r_e$  em níveis baixos para minimização das variáveis respostas ( $v_c = 99,61$  m/min,  $f_z = 0,06$  mm/z,  $r_e = 0,4$  mm e  $a_p/r_e = 1,2682$ ). Como resultado, os valores preditos foram  $F_a = (119,4 \pm 73,4)$  N e  $F_p = (69,2 \pm 37,9)$  N.

## 4.2 Análise da Rugosidade da Superfície Usinada

Os valores médios das rugosidades  $R_a$  e  $R_z$  estão definidos na Tabela 4.3 e na Figura 4.12. Os dados representam a média aritmética das três medições realizadas na região central de cada amostra usinada, desconsiderando a entrada e saída da fresa. Na análise das rugosidades, observa-se que o passe 4 ( $v_c = 110$  m/min e  $r_\epsilon = 0,8$  mm) gerou na respectiva amostra os menores valores médios de  $R_a$  ( $0,28 \mu\text{m}$ ) e  $R_z$  ( $1,76 \mu\text{m}$ ), assim como o menor valor de força ativa. No passe 17 ( $v_c = 80$  m/min e  $r_\epsilon = 0,4$  mm) observam-se os maiores valores ( $R_a = 1,00 \mu\text{m}$  e  $R_z = 5,54 \mu\text{m}$ ); no entanto o oposto foi verificado para a força passiva. A profundidade de corte ( $a_p = 0,4$  mm) e o avanço por dente ( $f_z = 0,12$  mm/z) foram iguais em ambos os casos.

Tabela 4.3 – Valores médios de  $R_a$  e  $R_z$ .

Passe (amostra)	Fatores Controláveis				Variáveis de Resposta	
	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm/z]	$r_\epsilon$ [mm]	$a_p/r_\epsilon$	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]
1	95	0,12	0,4	0,5	0,343	2,270
2	95	0,06	0,8	1,5	0,370	2,233
3	80	0,12	1,2	1,0	0,567	2,903
4	110	0,12	0,8	0,5	0,280	1,757
5	95	0,18	1,2	1,0	0,583	3,303
6	95	0,06	0,4	1,0	0,330	1,977
7*	95	0,12	0,8	1,0	0,577	3,353
8	80	0,12	0,8	0,5	0,353	2,273
9	95	0,18	0,8	1,5	0,840	5,150
10	80	0,12	0,8	1,5	0,530	2,983
11	95	0,12	1,2	0,5	0,717	4,447
12	110	0,12	0,4	1,0	0,797	4,720
13	110	0,12	0,8	1,5	0,643	3,686
14	95	0,18	0,4	1,0	0,593	3,697
15	95	0,12	0,4	1,5	0,453	2,813
16*	95	0,12	0,8	1,0	0,363	2,043
17	80	0,12	0,4	1,0	0,997	5,543
18	95	0,06	1,2	1,0	0,643	3,017
19	95	0,12	1,2	1,5	0,623	3,783
20	95	0,18	0,8	0,5	0,507	3,240
21	110	0,18	0,8	1,0	0,650	3,973
22	95	0,06	0,8	0,5	0,457	2,797

Passe (amostra)	Fatores Controláveis				Variáveis de Resposta	
	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm/z]	$r_\epsilon$ [mm]	$a_p/r_\epsilon$	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]
23	110	0,12	1,2	1,0	0,550	3,693
24	110	0,06	0,8	1,0	0,407	2,667
25*	95	0,12	0,8	1,0	0,527	2,933
26	80	0,06	0,8	1,0	0,317	1,937
27	80	0,18	0,8	1,0	0,480	2,383

\*Passes repetidos de controle no ponto central '0000'.

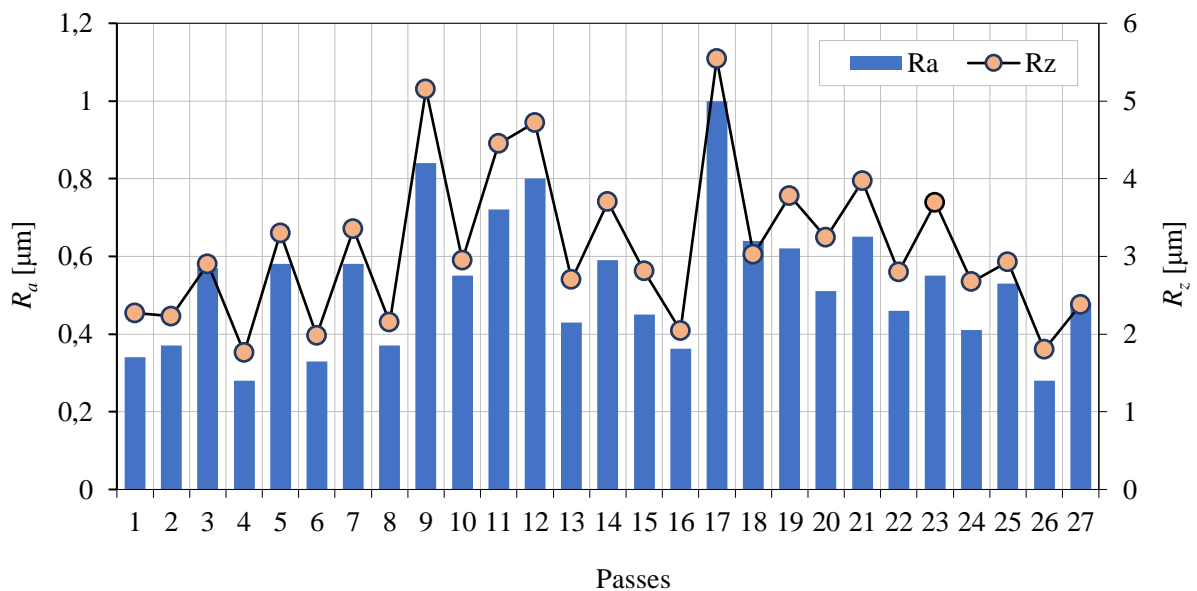


Figura 4.12 – Comportamento das rugosidades  $R_a$  e  $R_z$ .

Kadrigama et al., 2007, constataram que uma configuração com alta  $v_c$  e baixos  $a_p$  e  $f_z$  proporcionam melhor acabamento. De acordo com Bajić et al., 2012, Diniz et al., 2013, e Machado et al., 2015, o acabamento melhora com o incremento de  $v_c$ , pois a elevação da temperatura provoca a redução da resistência ao cisalhamento do material da peça, promovendo a redução das forças e, conseqüentemente, da rugosidade. Além disso, quanto maior  $r_\epsilon$  (pelo menos  $2 \cdot f_z$ ), maior a redução do efeito das marcas de avanço, melhorando o acabamento. Entretanto, um maior  $r_\epsilon$  aumenta a resistência mecânica da ferramenta, mas gera maior área de contato entre a peça e a ferramenta, favorecendo a presença de vibrações e afetando de forma negativa a rugosidade. A Figura 4.13 ilustra os perfis de rugosidade e imagens da superfície usinada das amostras geradas nos passes 4 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 0,5$ ) e 17 ( $v_c = 80$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,4$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 1,0$ ).

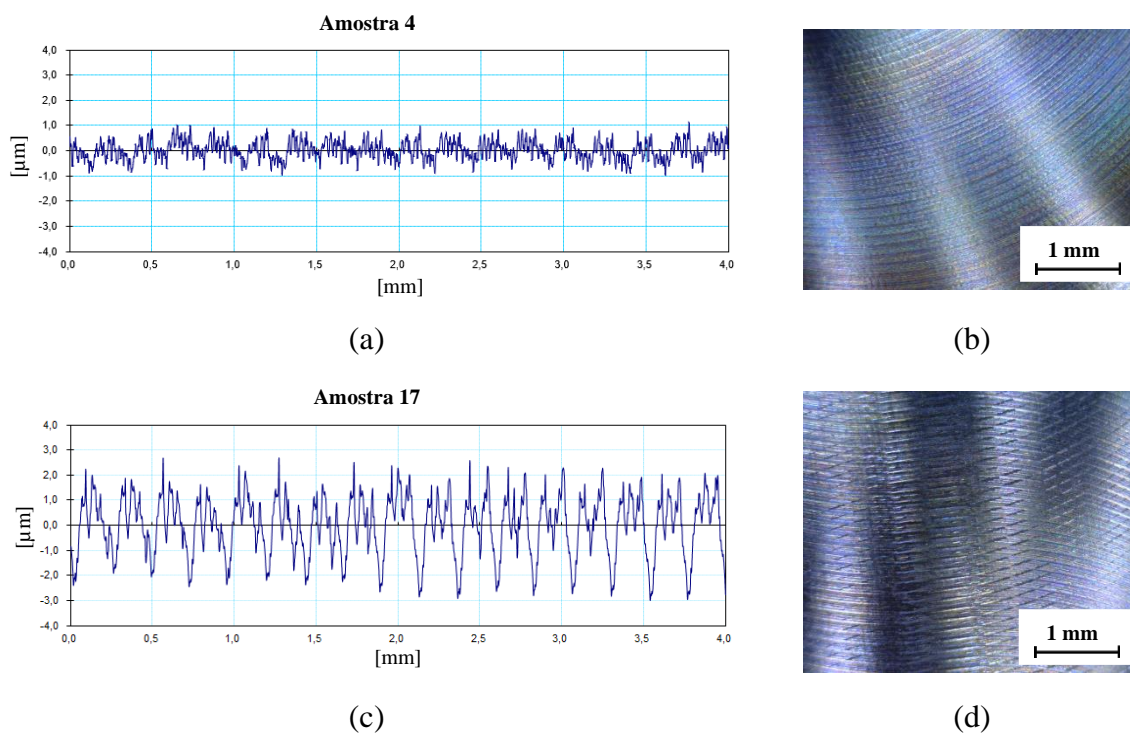


Figura 4.13 – Perfis de rugosidade e imagens da superfície usinada das amostras 4 e 17.

Observa-se no passe 4 (Figura 4.13a) que o perfil é orientado e a superfície indica a presença de marcas de avanço por dente bem definidas pela ferramenta. Os picos e vales seguem um padrão constante (cisalhamento regular do cavaco pela aresta afiada) em função de  $f_z$  e  $r_\epsilon$ , apresentando baixa amplitude e estando situados no intervalo de  $\pm 1 \mu\text{m}$ . Além disso, a imagem da superfície (Figura 4.13b) não apresentou rebarbas ou material aderido. O mesmo não se verifica no passe 17, pois o perfil de rugosidade (Figura 4.13c) e a imagem de superfície (Figura 4.13d) indicam alternância no perfil, sulcos proeminentes, marcas de usinagem profunda, de maior espaçamento e com estrias mais evidentes, ocasionado por distúrbios no corte. Diniz et al., 2013, explicam que as grandezas influentes em processos de fresamento atuam diretamente no acabamento gerado; oscilações (picos e vales mais acentuados) nos perfis de rugosidade podem ser causadas pelas vibrações resultantes de combinações de parâmetros inadequados.

Constata-se a influência da velocidade de corte no acabamento da amostra gerada na comparação entre os passes 4 e 8 pelas imagens das respectivas superfícies. Em ambos os casos, tem-se  $f_z = 0,12 \text{ mm/z}$ ,  $r_\epsilon = 0,8 \text{ mm}$  e  $a_p/r_\epsilon = 0,5$ . Percebe-se na imagem da amostra 8 ( $R_a = 0,35 \mu\text{m}$  e  $R_z = 2,27 \mu\text{m}$ ) gerada com  $v_c = 80 \text{ m/min}$  (Figura 4.14b) uma maior perturbação em comparação com a amostra 4 ( $R_a = 0,28 \mu\text{m}$  e  $R_z = 1,76 \mu\text{m}$ ) obtida com  $v_c = 110 \text{ m/min}$  (Figura 4.14a), cujo motivo pode estar relacionado à má formação dos cavacos.

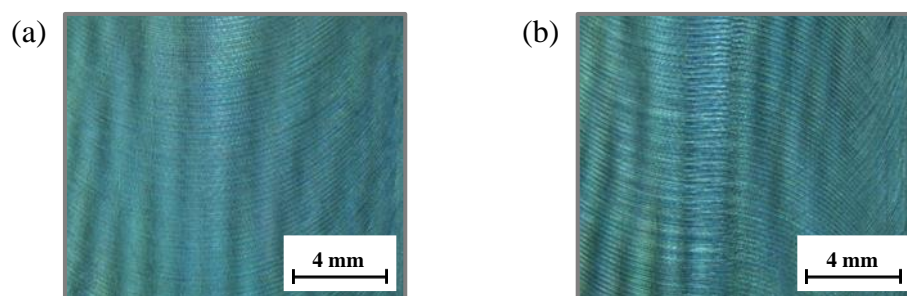


Figura 4.14 – Comparação das superfícies usinadas: (a) passe 4; (b) passe 8.

Hübner, 2016, menciona que pode ocorrer a formação de aresta postiça de corte (APC) em baixas velocidades de corte, e algumas delas irão cisalhar e permanecerão aderidas à superfície da peça. Como resultado, tem-se um acabamento rugoso. Logo, o acabamento melhora quando se incrementa  $v_c$ , pois a APC desaparece em consequência da diminuição do coeficiente de atrito e do aumento da temperatura na região de corte. Sória, 2016, cita a hipótese de que o aumento da rotação (que, por conseguinte, aumenta a velocidade de corte) favorece a redução da vibração, condição vista algumas vezes para o fresamento do aço inoxidável austenítico. No caso, tem-se um aumento da temperatura na região do corte, que facilita a usinagem do mesmo, possivelmente pela redução do módulo de elasticidade e/ou pela facilidade de movimentação de discordâncias na microestrutura do material reduzindo, assim, a taxa de encruamento localizada.

Nas demais situações ( $a_p \geq 0,8$  mm e  $r_\varepsilon = 0,8$  mm), um incremento em  $v_c$  acarretou em um crescimento da rugosidade provavelmente devido ao aumento das forças e das vibrações.

Uma segunda comparação é entre as rugosidades das amostras geradas pelos passes 5 ( $r_\varepsilon = 1,2$  mm) e 14 ( $r_\varepsilon = 0,4$  mm), ambos com  $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,18$  mm/z e  $a_p/r_\varepsilon = 1,0$ . A Figura 4.15 apresenta o perfil de rugosidade bidimensional e uma análise tridimensional (qualitativa) dos perfis gerados. Apesar de ambas terem valores de  $R_a$  e  $R_z$  semelhantes, a amostra 5 (Figura 4.15a) apresenta um perfil não orientado, indicando uma maior instabilidade com vales mais profundos que ficam concentrados em uma região à esquerda (indicada pela elipse). Na amostra 14 (Figura 4.15b), os picos são maiores e mais regulares, exceto pela região central da imagem, onde se tem a predominância de vales. A combinação de  $a_p = 0,4$  mm com  $r_\varepsilon = 0,4$  mm (passe 14) foi mais vantajosa que  $a_p = 1,2$  mm com  $r_\varepsilon = 1,2$  mm (passe 5), proporcionando um corte mais estável, o que favoreceu o acabamento.



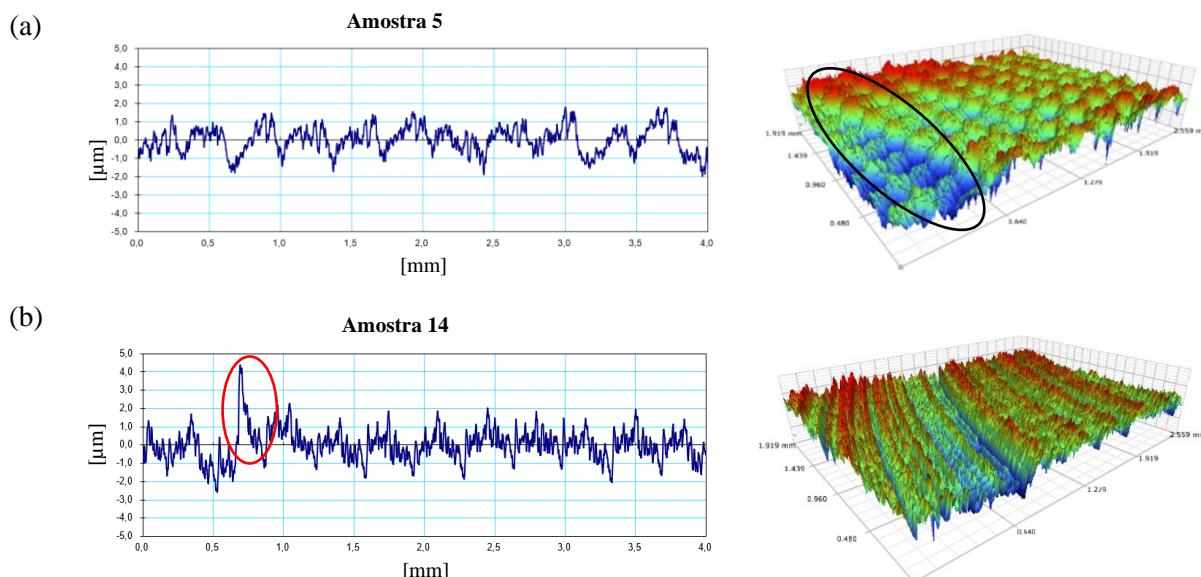


Figura 4.15 – Perfil 2D e 3D da superfície usinada: (a) amostra 5; (b) amostra 14. No perfil tridimensional, vermelho indica picos mais elevados e azul vales mais profundos.

De forma análoga, Sória, 2016, observou que  $r_\varepsilon = 0,4$  mm ( $a_p/r_\varepsilon = 1,0$ ) apresentou baixa dispersão de resultados se comparado com  $r_\varepsilon = 0,8$  mm ( $a_p/r_\varepsilon = 0,5$ ). O autor conclui que esse fenômeno pode estar associado à variação da espessura do cavaco causada por  $r_\varepsilon$ . Como a profundidade de corte utilizada naquela condição era baixa ( $a_p = 0,4$  mm), essa variação pode ter maior influência sobre a rugosidade, acentuando-se para a condição com  $r_\varepsilon = 0,8$  mm, o que pode gerar um corte mais irregular devido à maior variação da espessura de corte ( $h$ ).

A terceira comparação é entre as rugosidades das amostras geradas pelos passes 6 ( $r_\varepsilon = 0,4$  mm) e 18 ( $r_\varepsilon = 1,2$  mm), ambos com  $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,06$  mm/z e  $a_p/r_\varepsilon = 1,0$ . A Figura 4.16 avalia o perfil de rugosidade bi e tridimensional das amostras 6 ( $R_a = 0,33$   $\mu$ m e  $R_z = 1,98$   $\mu$ m) e 18 ( $R_a = 0,64$   $\mu$ m e  $R_z = 3,02$   $\mu$ m). Evidencia-se nos perfis de rugosidade medidos a maior amplitude dos picos e vales na amostra 18. Verifica-se também a presença de ondulação e a presença de uma anomalia (indicada pela elipse). Algumas hipóteses podem ser citadas para explicar o fenômeno. Zanuto et.al., 2013, explicam que as ondulações podem ser atribuídas ao processo de formação do cavaco que geralmente não ocorre de forma completamente uniforme, uma vez que fenômenos como deformação elástica e adesão de material da peça na ferramenta podem estar presentes. Isso pode ser consequência do efeito *ploughing*. Niu et al., 2021, citam que o incremento de  $r_\varepsilon$ , para um  $f_z$  muito pequeno, aumenta esse efeito entre a aresta de corte e a superfície usinada, resultando em um pior acabamento. Machado et al., 2015, mencionam que as ondulações podem ainda ser causadas por vibrações

e flexões da ferramenta, visto que maiores  $a_p$  aumentam a intensidade das forças. Além disso, maiores  $r_\epsilon$  aumentam a vibração da ferramenta pela maior área de contato ferramenta/peça.

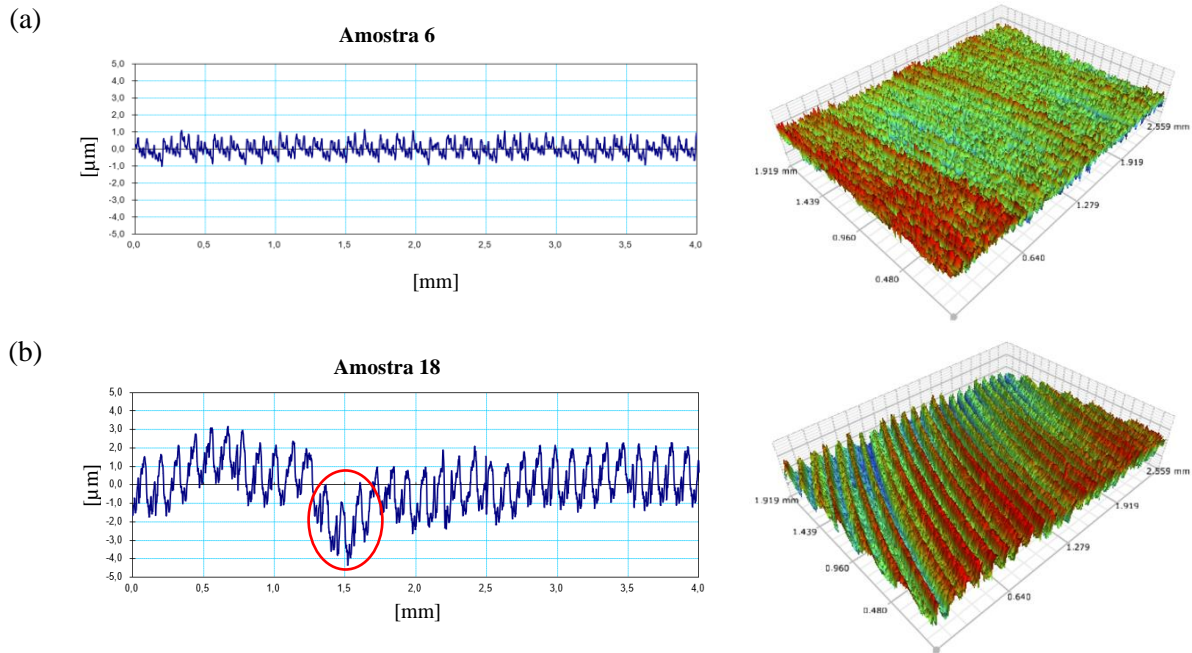


Figura 4.16 – Perfil 2D e 3D da superfície usinada: (a) amostra 6; (b) amostra 18. No perfil tridimensional, vermelho indica picos mais elevados e azul vales mais profundos.

No passe 6 (Figura 4.16a), constata-se uma uniformidade dos picos e vales ao longo de toda superfície, proporcionando um corte mais estável e um “alisamento” dos picos (superfície com picos removidos) que, conforme supracitado, favoreceu a textura e o acabamento. No passe 18 (Figura 4.16b), tem-se uma superfície com distribuição de alturas centralizadas, irregular e áspera, com a presença de vales profundos e picos que se projetam acima da linha média. Uma superfície com picos agudos pode rapidamente desgastar-se em contato com outra superfície. Nas demais situações ( $f_z \geq 0,12$  mm/z), um incremento de  $a_p$  (com  $a_p = r_\epsilon$ ) acarretou em uma diminuição da rugosidade provavelmente pela ausência do efeito *ploughing*.

Policena et.al., 2021, cita que o avanço por dente ( $f_z$ ) como um parâmetro significativo em processos de acabamento gerados pelo fresamento de topo, tornando-o mais influente nos casos em que se utiliza insertos com raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) menor. Os autores verificaram que os menores valores de rugosidade foram obtidos na combinação de  $v_c$  maior com menor  $f_z$ , devido ao efeito benéfico na textura. Tal fato não ocorreu na combinação da menor  $v_c$  com maior  $f_z$ , resultando na maior rugosidade, possivelmente devido à espessura do cavaco que aumentou com o incremento de  $f_z$ , refletindo nas forças e na textura. Machado et al., 2015, certifica que

quanto maior  $r_e$  e quanto menor  $f_z$  utilizado durante a usinagem, menor será a rugosidade. Porém, se  $r_e$  for aumentado, isso tornará a ponta da ferramenta mais resistente. Além disso, como supracitado, um  $r_e$  muito grande pode induzir vibrações.

A dispersão dos resultados em decorrência dos parâmetros de usinagem no ponto central ( $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_e = 0,8$  mm,  $a_p/r_e = 1,0$ ) é muito grande, principalmente a amostra 16\* em relação a 25\*. O perfil de rugosidade da amostra 16\* (Figura 4.17a) mostra uniformidade de picos e vales com a distribuição da amplitude aleatória, o que resultou em  $R_a = 0,36$   $\mu\text{m}$  e  $R_z = 2,04$   $\mu\text{m}$ . Por outro lado, percebe-se no passe 25\* (Figura 4.17b) uma superfície simétrica, regular e áspera, com grande número de saliências nos vales do perfil, resultando em  $R_a = 0,53$   $\mu\text{m}$  e  $R_z = 2,93$   $\mu\text{m}$ . Acredita-se que estas saliências estejam vinculadas ao estado da ferramenta, pois o passe 25\* não foi realizado com um novo par de insertos.

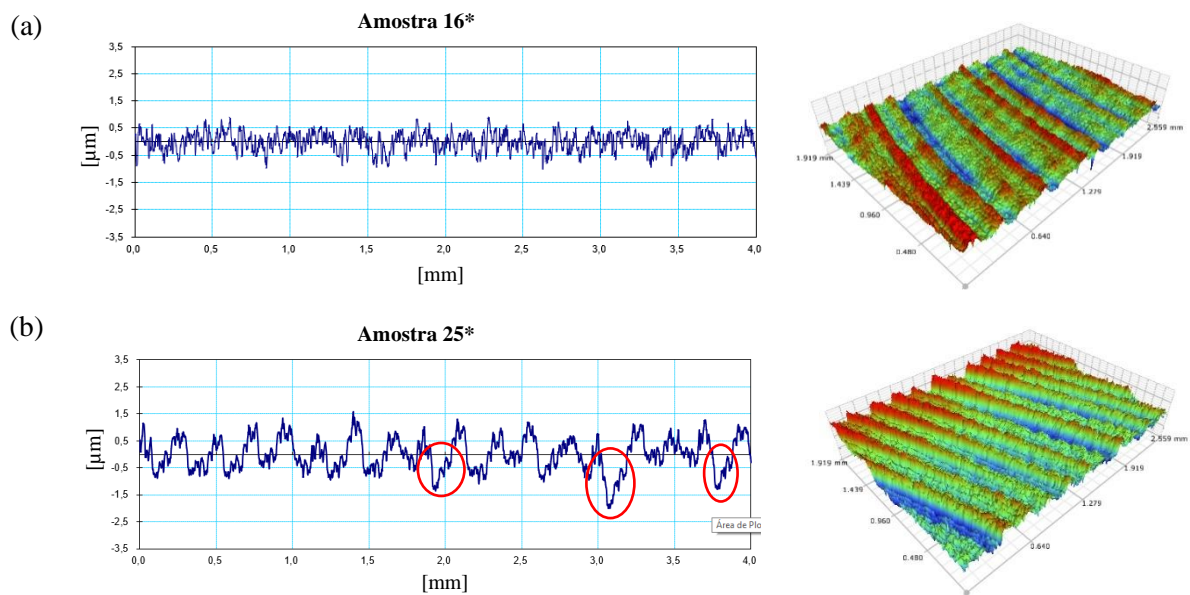


Figura 4.17 – Perfil 2D e 3D da superfície usinada: (a) amostra 16\*; (b) amostra 25\*. No perfil tridimensional, vermelho indica picos mais elevados e azul vales mais profundos.

A Figura 4.18 mostra o estado do inserto após o passe 16\*, no qual observa-se a presença de lascamento e desgaste de entalhe na ponta da ferramenta. Como a ferramenta foi se desgastando em passes anteriores, quando chegou no passe 16\* a aresta não suportou. Após a ruptura, o inserto foi substituído e um novo passe foi realizado a fim de obter o perfil de rugosidade da Figura 4.17a.

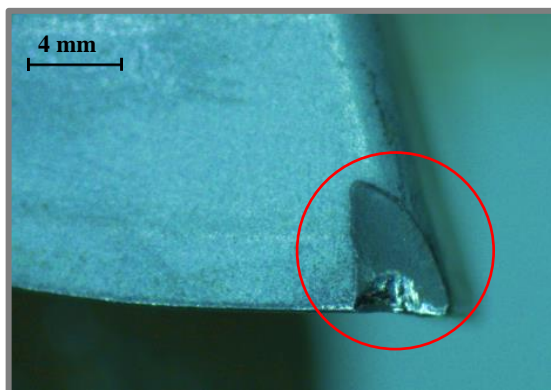


Figura 4.18 – Estado do inserto após usinagem do passe 16\*.

#### 4.2.1 Análise estatística de $R_a$ e $R_z$

A mesma metodologia estatística realizada nos dados de força foi aplicada na análise de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$ . Baseado na ANOVA, observa-se que há semelhanças no comportamento de  $R_a$  e  $R_z$ . Pelos valores da Tabela 4.4 e pelos gráficos da Figura 4.19, apenas o efeito linear do avanço por dente ( $f_z$ ) mostrou-se “parcialmente” significativo sobre  $R_a$  (contribuição de 14,07%) e significativo sobre  $R_z$  (contribuição de 17,21%). O efeito quadrático do raio de ponta ( $r_\epsilon \times r_\epsilon$ ) foi também “parcialmente significativo sobre  $R_z$  (contribuição de 10,48%). Sobre  $R_a$ , o intervalo de confiança de  $r_\epsilon \times r_\epsilon$  ficou abaixo de 90%, com a segunda maior contribuição sobre a rugosidade média (10,82%).

Tabela 4.4 – ANOVA reduzida da  $R_a$  e  $R_z$  na usinagem do DX 2205.

Fator	$R_a$		$R_z$	
	Valor-p	Prop. [%]	Valor-p	Prop. [%]
$v_c$	0,706	0,32	0,602	0,93
$f_z$	<b>0,056</b>	14,07	<b>0,035</b>	17,21
$r_\epsilon$	0,760	0,32	0,970	< 0,001
$a_p/r_\epsilon$	0,303	3,77	0,355	2,97
$r_\epsilon \times r_\epsilon$	0,134	10,82	<b>0,092</b>	10,48
$a_p/r_\epsilon \times a_p/r_\epsilon$	0,365	2,90	-	-
$v_c \times r_\epsilon$	-	-	0,381	2,65
$f_z \times r_\epsilon$	0,325	3,44	0,432	2,12
$f_z \times a_p/r_\epsilon$	0,201	5,93	0,184	6,30
$r_\epsilon \times a_p/r_\epsilon$	0,515	1,48	0,508	1,50
Erro		56,9		55,8
$R^2$		43,1%		44,2%

Os demais fatores, assim como suas interações, não foram significativos nos intervalos de confiança adotados. Consta-se ainda que há pouca influência de  $v_c$ ,  $a_p/r_\varepsilon$  (efeitos linear e quadrático) e do efeito linear de  $r_\varepsilon$  sobre as variáveis de resposta  $R_a$  e  $R_z$ .

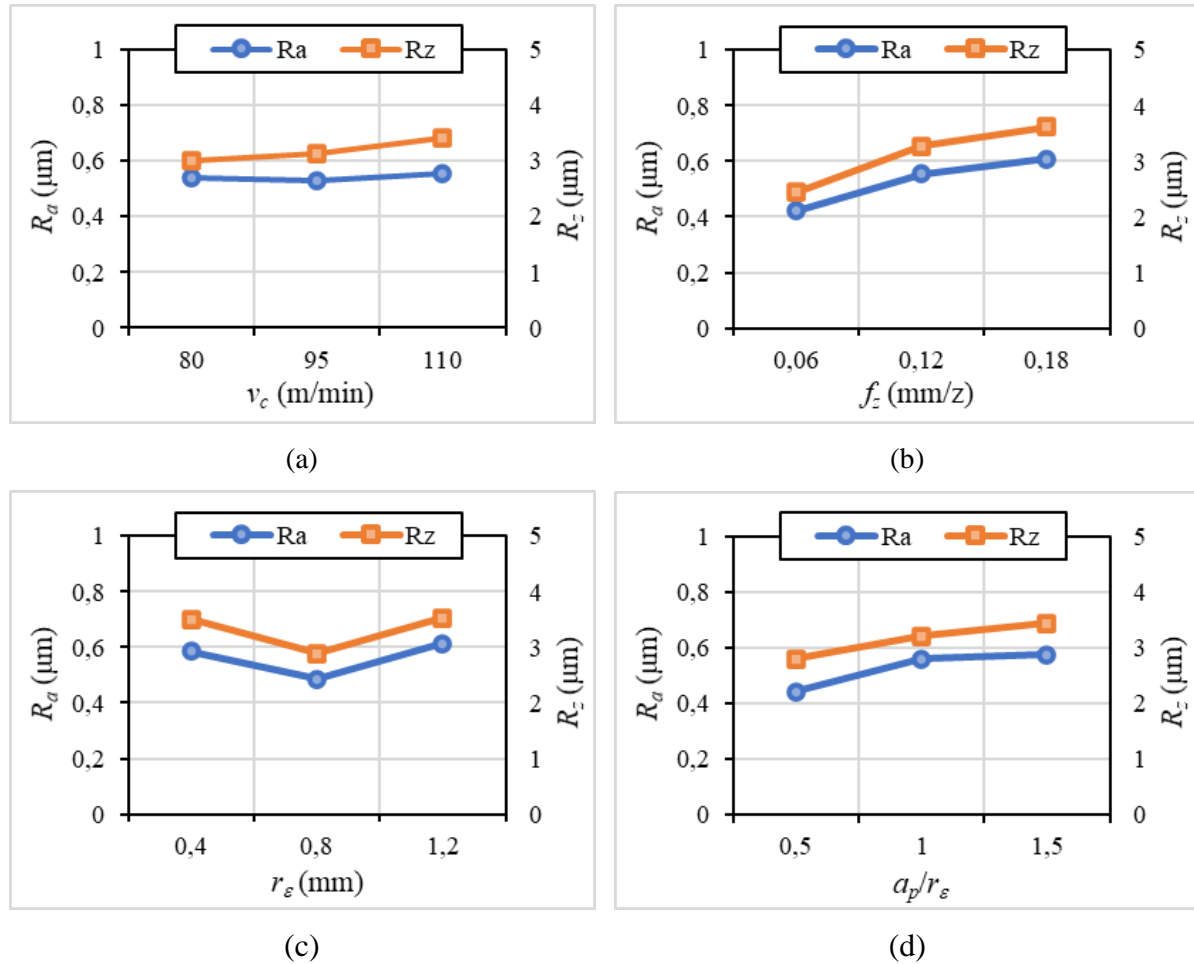


Figura 4.19 – Gráficos dos efeitos principais sobre  $R_a$  e  $R_z$ : (a)  $v_c$ ; (b)  $f_z$ ; (c)  $r_\varepsilon$ ; (d)  $a_p/r_\varepsilon$ .

Em outra análise que aborda os parâmetros estatísticos das três menores rugosidades geradas pelos passes 4 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\varepsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\varepsilon = 0,5$ ), 6 ( $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,06$  mm/z,  $r_\varepsilon = 0,4$  mm,  $a_p/r_\varepsilon = 1,0$ ) e 26 ( $v_c = 80$  m/min,  $f_z = 0,06$  mm/z,  $r_\varepsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\varepsilon = 1,0$ ), as curvas de Abbott-Firestone (AFC) e da Função Distribuição de Amplitude (ADF) foram geradas. Na amostra 4 (Figura 4.209a), verifica-se uma uniformidade dos picos e vales pela menor declividade da curva AFC e por apresentar distribuição simétrica mais concentrada em torno da média na ADF (leptocúrtica), o que caracteriza um perfil mais estável. Na amostra 26 (Figura 4.20 – Perfis de rugosidade, AFC e ADF para as amostras geradas pelo: (a) passe 4, (b) passe 6; (c) passe 26.), percebe-se um perfil mais irregular e maiores amplitudes entre picos e vales. A maior inclinação na curva AFC e o achatamento da ADF revelam uma distribuição

simétrica com grande dispersão de valores em torno da média (platicúrtica). Na amostra 6 (Figura 19b), a AFC apresenta declividade semelhante à amostra 4; em relação à ADF observa-se uma distribuição simétrica com pouca dispersão (mesocúrtica), indicando um perfil mais homogêneo e constante que a amostra 26.

Policena et.al., 2018, analisaram a rugosidade da superfície do aço duplex UNS 2205 gerada no fresamento a seco utilizando BBD, AFC e ADF com o objetivo de alcançar a combinação ideal de parâmetros em termos de acabamento. A AFC e ADF foram importantes na caracterização da superfície, o que validou a eficácia do método de otimização.

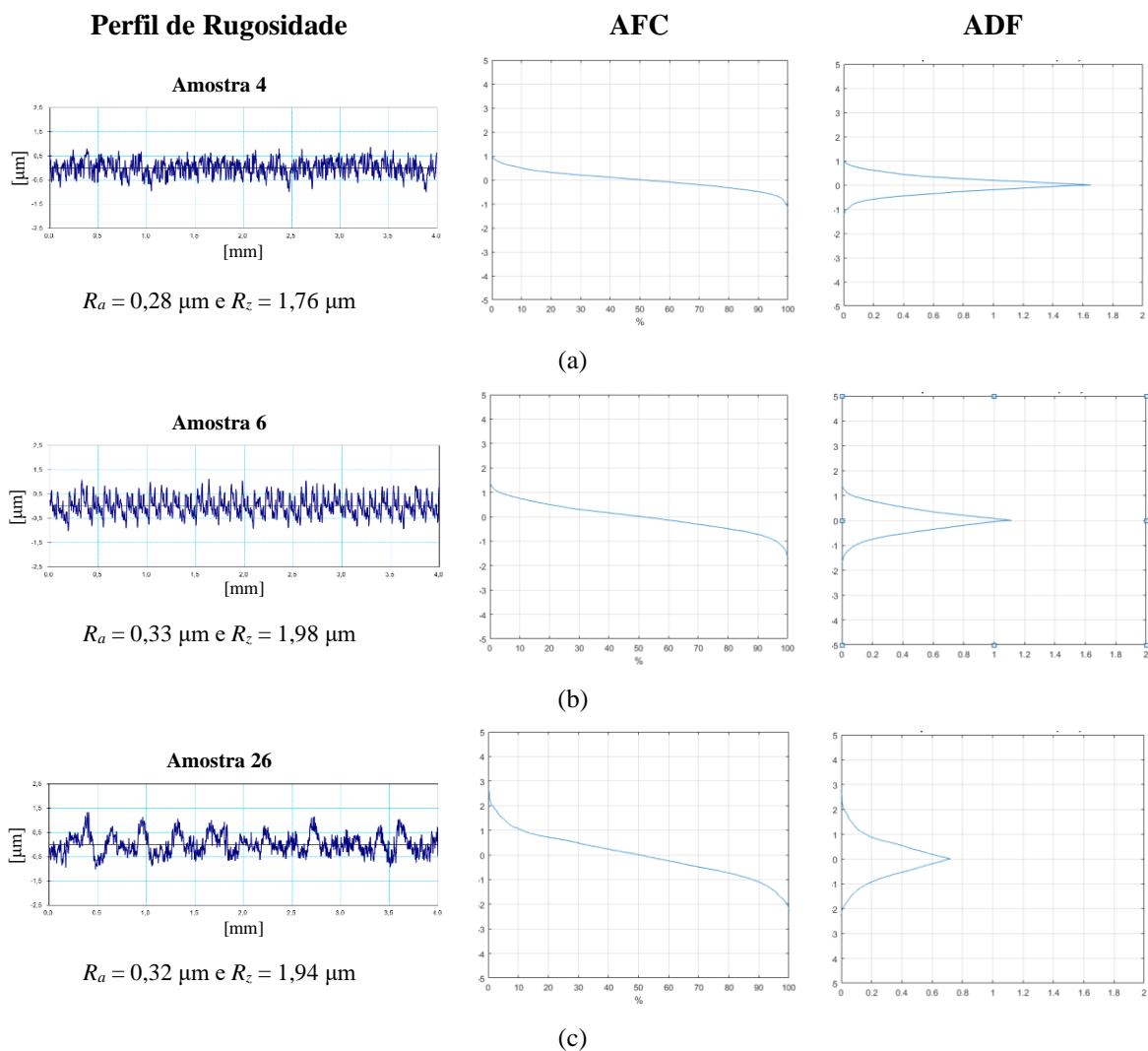


Figura 4.20 – Perfis de rugosidade, AFC e ADF para as amostras geradas pelo: (a) passe 4, (b) passe 6; (c) passe 26.

Desejou-se realizar a retirada de todos os fatores que não fossem significativos sobre as rugosidades  $R_a$  e  $R_z$  visando um melhor ajuste dos modelos de regressão. Porém, devido à

grande variabilidade do processo, os coeficientes de determinação ficaram entre 30 e 50%, o que segundo Moore et al., 2013, indicam que os resultados preditos pelos modelos de regressão (Equações 4.5 e 4.6) ajustam-se fracamente aos resultados.

$$R_a = 0,349 - 0,00094 \cdot v_c + 0,72 \cdot f_z - 0,284 \cdot r_\varepsilon + 0,614 \cdot (r_\varepsilon)^2 - 0,232 \cdot (a_p/r_\varepsilon)^2 - 3,33 \cdot f_z \cdot r_\varepsilon + 3,50 \cdot f_z \cdot (a_p/r_\varepsilon) - 0,262 \cdot r_\varepsilon \cdot (a_p/r_\varepsilon) \quad (4.5)$$

$$R_z = 7,73 - 0,0445 \cdot v_c + 1,2 \cdot f_z - 9,23 \cdot r_\varepsilon - 0,78 \cdot (a_p/r_\varepsilon) + 3,87 \cdot (r_\varepsilon)^2 + 0,0671 \cdot v_c \cdot r_\varepsilon - 15 \cdot f_z \cdot r_\varepsilon + 20 \cdot f_z \cdot (a_p/r_\varepsilon) \quad (4.6)$$

Grande dispersão dos valores estimados pelo modelo em relação aos valores observados experimentalmente é notada em  $R_z$ ; em contrapartida,  $R_a$  apresenta uma maior aproximação entre os valores preditos e os observados (Figura 4.21). Vale ressaltar que alguns fatores que não contribuíram sobre a resposta foram retirados do modelo e adicionados ao termo do erro.

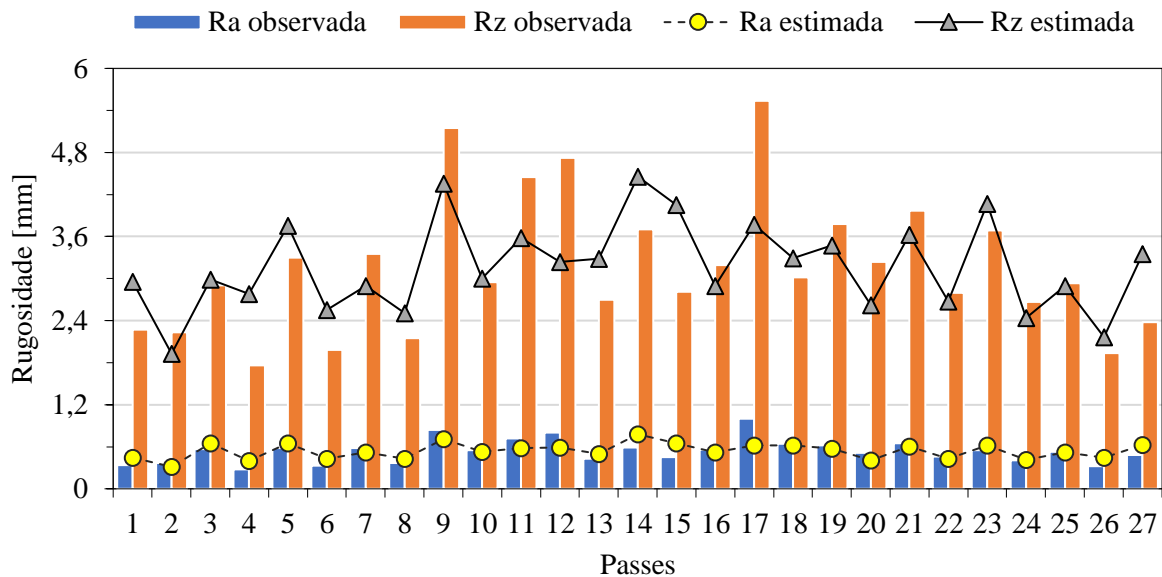


Figura 4.21 – Comparação entre valores observados e preditos para  $R_a$  e  $R_z$ .

Os gráficos de contorno relativos à rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  são apresentados na Figura 4.22. Observa-se que podem ser obtidos valores de  $R_a < 0,6 \mu\text{m}$  e de  $2,0 \mu\text{m} < R_z < 3,6 \mu\text{m}$  para qualquer nível de  $v_c$  – desde que  $f_z \leq 0,12 \text{ mm/z}$  e  $a_p/r_\varepsilon \leq 1$  (com  $a_p$  em níveis mais baixos). Para as faixas superiores aos intervalos citados, tanto  $R_a$  como  $R_z$  podem ser gerados considerando todos os parâmetros em nível máximo.

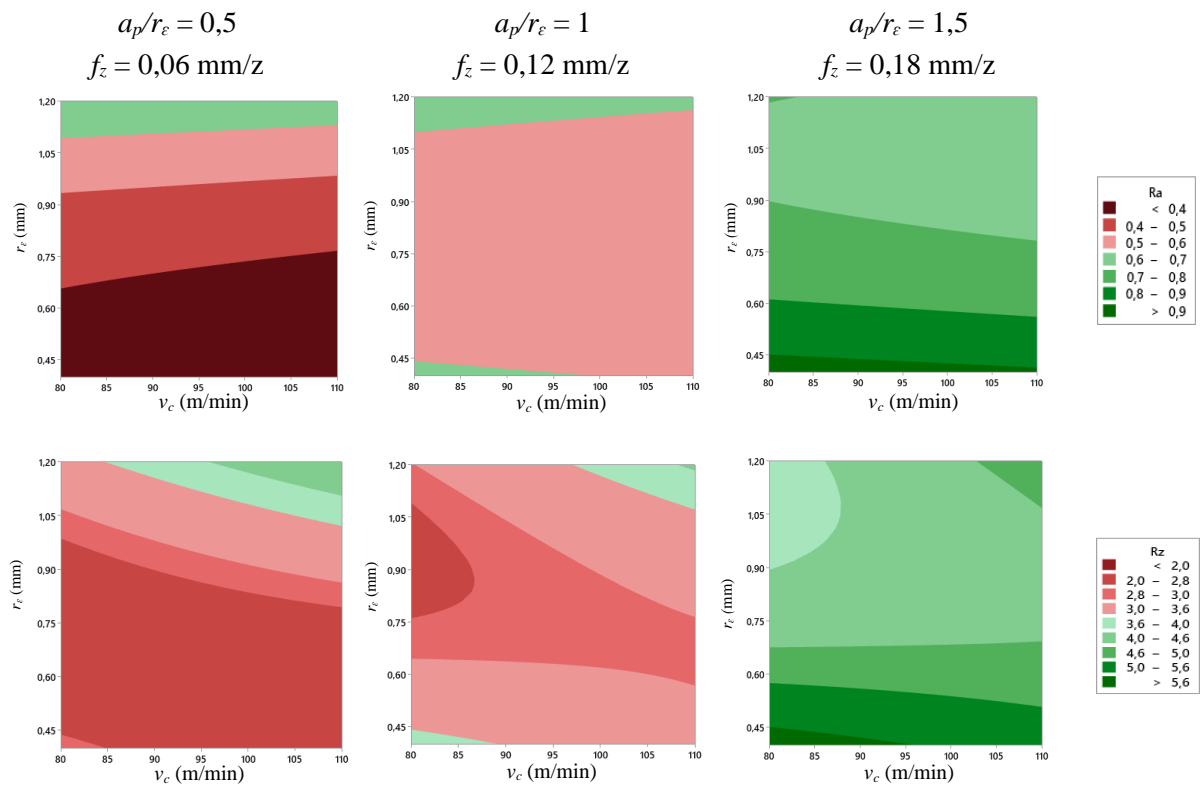


Figura 4.22 – Gráficos de contorno para  $R_a$  e  $R_z$ .

A Figura 4.23 mostra a otimização multivariada realizada para se obter a menor rugosidade ( $R_a$  e  $R_z$  simultaneamente). Os níveis dos parâmetros de corte gerados pelo modelo que produziram os menores valores de rugosidade  $R_a$  ( $0,294 \mu\text{m}$ ) e  $R_z$  ( $1,979 \mu\text{m}$ ) são  $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,06$  mm/z,  $0,4 \text{ mm} < r_\epsilon < 0,8$  mm e  $a_p/r_\epsilon = 1,5$  ( $a_p = 1,0$  mm).

Apesar de a literatura afirmar que  $f_z$  é o parâmetro que mais afeta a rugosidade (marcas de avanço), o passe 4 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,8$  mm e  $a_p/r_\epsilon = 0,5$  ( $a_p = 0,4$  mm)) promoveu a melhor rugosidade ( $R_a = 0,280 \mu\text{m}$  e  $R_z = 1,757 \mu\text{m}$ ) nos resultados preliminares. No caso, um maior  $f_z$  gera uma maior espessura de corte ( $h$ ), o que facilita o cisalhamento do cavaco e diminui a pressão específica de corte; um menor  $a_p$  promove forças reduzidas; assim, o efeito combinado de  $f_z$  médio e  $a_p$  mínimo atenuou as forças e as vibrações, resultando em um melhor acabamento usinado. Entretanto, o passe 1 ( $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,4$  mm e  $a_p/r_\epsilon = 0,5$ ) gerou as menores forças, mas não as menores rugosidades ( $R_a = 0,343 \mu\text{m}$  e  $R_z = 2,270 \mu\text{m}$ ), pois o raio de ponta deve ser suficientemente grande (pelo menos  $2 \cdot f_z$ ) para reduzir o efeito das marcas de avanço [Machado et al., 2015]. Logo, os resultados mostram que  $a_p$  e  $r_\epsilon$  podem ter influências individuais sobre as forças e rugosidades, mas isso não ficou evidenciado visto que se avaliou o efeito da combinação  $a_p/r_\epsilon$ .



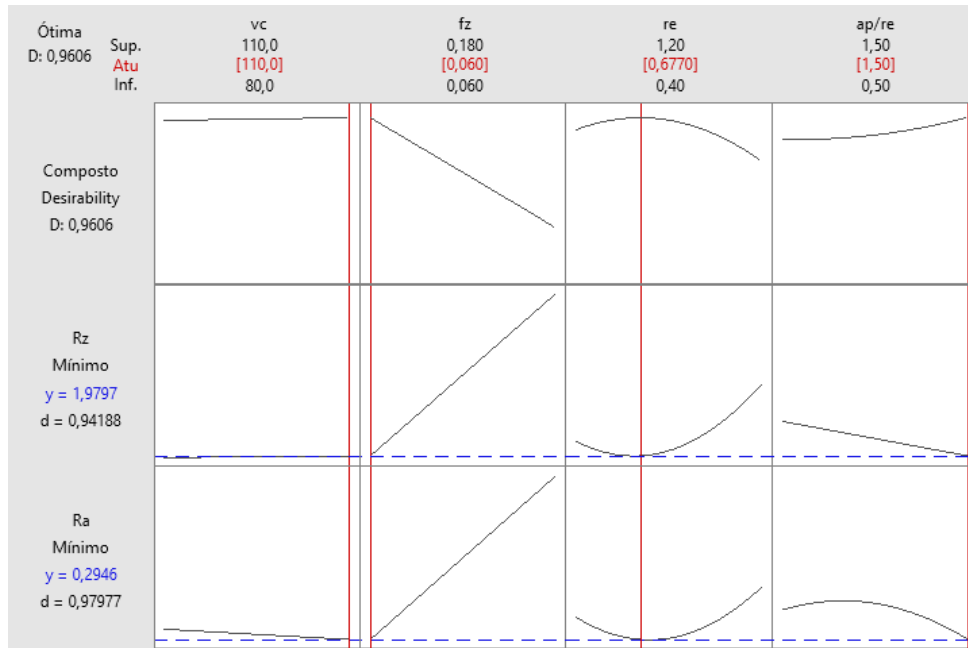


Figura 4.23 – Otimização multivariada para  $R_a$  e  $R_z$ .

As condições de corte tiveram grande efeito na rugosidade superficial. Os fatores não controláveis de entrada (vibração, variação da força de corte e falhas na aresta de corte) comprometeram o acabamento. A combinação de alguns parâmetros fez com que a aresta do inserto não suportasse e viesse a falhar. Tal fenômeno acarretou um aumento considerável da força de corte, que por consequência tem efeito direto na rugosidade.

De acordo com Eurich, 2021, à medida que a ferramenta sofre desgaste, os esforços e a temperatura na região de contato entre cavaco-ferramenta elevam-se e, com isso, aumenta-se a zona de deformação plástica nesta região. O aumento da região de contato faz com que a geração do perfil de rugosidade seja feita por deformação e não por cisalhamento. Ainda segundo o autor, à medida que se tem material aderido na banda de desgaste, este pode influenciar na geração do perfil, principalmente na formação de vales mais profundos. Segundo Rigatti, 2010, dentre os erros que podem ser causados pelas variações das forças de usinagem, o que exerce maior influência no acabamento e na tolerância dimensional é a deflexão da ferramenta. O autor afirma que a deflexão da ferramenta no fresamento de topo varia durante todo o processo, ocorrendo tanto na usinagem de segmentos retos como na usinagem de cantos. Silveira, 2021, constataram que  $f_z$  foi influente para todos os parâmetros de rugosidade do aço ABNT H13 fresado com insertos de metal duro. A autora salienta que o efeito do  $f_z$  sobre o aumento da rugosidade já era esperado, dado que a altura dos picos e profundidade dos vales

tendem em aumentar proporcionalmente com o avanço. Além disso,  $f_z$  foi influente sobre as componentes de força; logo, existe uma relação entre avanço por dente, forças e rugosidade, de modo que o incremento de  $f_z$  impactou em maiores esforços durante a usinagem, que por sua vez prejudicaram o acabamento da superfície usinada.

### **4.3 Comentários**

No intuito de verificar a adequação das repostas previstas pelo modelo de regressão com os valores experimentais, os parâmetros de corte otimizados seriam testados com a realização de três passes experimentais. No entanto, como os modelos de regressão principalmente para as rugosidades  $R_a$  e  $R_z$  não ficaram bem ajustados aos dados, optou-se pela não realização dos passes de validação, pois os valores medidos (experimentais) ficariam muito distantes dos valores estimados (teóricos), os quais invalidariam os modelos.

## 5 CONCLUSÕES

O trabalho buscou avaliar a influência da velocidade de corte ( $v_c$ ), do avanço por dente ( $f_z$ ), da profundidade de corte ( $a_p$ ) e do raio de ponta da ferramenta ( $r_\epsilon$ ) nas parcelas estática e dinâmica das componentes ativa ( $F_a = \mu F_a \pm \Delta F_a$ ) e passiva ( $F_p = \mu F_p \pm \Delta F_p$ ) da força de usinagem resultantes do processo de fresamento de topo do aço inoxidável duplex DX 2205. Além disso, procurou investigar os efeitos dos fatores de entrada ( $v_c, f_z, a_p, r_\epsilon$ ) sobre os perfis e parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  das superfícies usinadas. No estudo, utilizou-se o experimento de Box-Behnken com o intuito de analisar os parâmetros de entrada e determinar a melhor combinação dentre os níveis utilizados neste estudo. Assim, as principais conclusões do trabalho são apresentadas nas seções que se seguem.

### 5.1 Forças

Os menores valores da força ativa ( $F_a = 81,2 \pm 56,6$  N) ocorreram durante o passe 1 ( $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,4$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 0,5$ ) e os maiores ( $F_a = 811,2 \pm 371,1$  N) foram gerados no passe 13 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 1,5$ ). Este comportamento se justifica devido ao aumento das regiões de cisalhamento primária e secundária durante o corte pelo aumento significativo de  $a_p$  em relação a  $r_\epsilon$ .

O menor valor da parcela estática da força passiva ( $\mu F_p = 55,5$  N) ocorreu no passe 17 ( $v_c = 80$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,4$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 1$ ) e para a parcela dinâmica ( $\Delta F_p = 37,9$  N) foi no passe 1. No entanto, os maiores valores ( $F_p = 238,7 \pm 152,0$  N) foram observados no passe 21 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,18$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 1$ ). Estas diferenças são reflexo do aumento de todos os parâmetros analisados ( $v_c, f_z, a_p$  e  $r_\epsilon$ ).

O efeito *ploughing* foi observado nos passes 6 e 22 devido aos baixos valores de  $f_z$  (0,06 mm/z) e  $a_p$  (0,4 mm) utilizados, combinado com  $v_c = 95$  m/min. Em ambos os casos, houve um incremento significativo nos valores de  $F_a$  e  $F_p$  pela menor relação  $a_p/r_\epsilon$  causada pelo aumento do raio de ponta do passe 6 ( $r_\epsilon = 0,4$  mm) para o do passe 22 ( $r_\epsilon = 0,8$  mm). Além disso,  $\Delta F_a$  foi maior que  $\mu F_a$  (20% e 2,5%, respectivamente), o que pode indicar uma maior flutuação da força provocada possivelmente pela combinação de parâmetros empregada.

No passe 9, a parcela dinâmica foi bem superior a estática, tanto para  $F_a$  (102%) quanto para  $F_p$  (296%). Durante o corte, o passe apresentou grande perturbação, ocasionando falha no inserto. Tal comportamento não foi observado nos passes 15 ( $a_p = 0,8$  mm e  $r_\epsilon = 0,4$  mm), 10

( $a_p = 1,2$  mm e  $r_\varepsilon = 0,8$  mm) e 19 ( $a_p = 1,8$  mm e  $r_\varepsilon = 1,2$  mm), todos com  $f_z = 0,012$  mm/z e  $v_c \leq 95$  m/min, porque o raio de ponta aplicado no passe 9 ( $r_\varepsilon = 0,8$  mm) não era robusto o suficiente para suportar a instabilidade dinâmica causada pela combinação  $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,18$  mm/z e  $a_p = 1,2$  mm. Além do mais, as combinações de altos níveis de velocidade de corte ( $v_c \geq 95$  m/min), avanço por dente ( $f_z \geq 0,12$  mm/z) e profundidade de corte ( $a_p \geq 0,8$  mm) com  $r_\varepsilon = 0,8$  mm afetaram o processo, como vibrações e falhas (lascamento e desgaste de flanco) na ferramenta de corte nos passes 13, 16\* e 21 devido ao maior trabalho realizado no corte do DX 2205 associado à sua baixa condutividade térmica que, por conseguinte, influenciaram nos resultados obtidos de força e rugosidade.

A ANOVA efetuada indicou que praticamente todos os fatores apresentam algum tipo de contribuição sobre a força de usinagem. Destaque para a influência significativa ( $\alpha \leq 0,05$ ) de  $f_z$  sobre  $\mu F_a$ ,  $\Delta F_a$  e  $\Delta F_p$  e “parcialmente” significativa sobre  $\mu F_p$  ( $0,05 < \alpha \leq 0,10$ ). Ênfase também para os efeitos significativos de  $r_\varepsilon$  e  $a_p/r_\varepsilon$  sobre  $F_a$  e de  $v_c \times f_z$  sobre  $F_p$ . Vale salientar ainda a contribuição de  $f_z \times a_p/r_\varepsilon$  sobre as parcelas dinâmicas  $\Delta F_a$  e  $\Delta F_p$ .

A otimização multivariada visando os menores valores de força ativa e passiva sugere nível alto de velocidade de corte ( $v_c = 99,61$  m/min) e níveis baixos de avanço por dente ( $f_z = 0,06$  mm/z), profundidade de corte ( $a_p = 0,508$  mm) e raio de ponta da ferramenta ( $r_\varepsilon = 0,4$  mm). Como resultado, os valores de força preditos foram  $F_a = (119,4 \pm 73,4)$  N e  $F_p = (69,2 \pm 37,9)$  N. Equações de regressão mostraram que para três situações ( $\mu F_a$ ,  $\Delta F_a$  e  $\Delta F_p$ ) os valores de  $R^2$  foram acima de 70%. No entanto, devido ao alto percentual do erro residual, optou-se por não realizar os passes de validação.

## 5.2 Rugosidade

Os menores valores de rugosidade ( $R_a = 0,28$   $\mu\text{m}$  e  $R_z = 1,76$   $\mu\text{m}$ ) foram gerados no passe 4 ( $v_c = 110$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\varepsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\varepsilon = 0,5$ ) e os maiores valores ( $R_a = 1,00$   $\mu\text{m}$  e  $R_z = 5,54$   $\mu\text{m}$ ) no passe 17 ( $v_c = 80$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\varepsilon = 0,4$  mm,  $a_p/r_\varepsilon = 1$ ). Na amostra 4, o perfil é orientado enquanto na amostra 17 verificam-se sulcos proeminentes e marcas de avanço decorrentes da baixa velocidade de corte e mínimo raio de ponta da ferramenta. Comportamento parecido notou-se na amostra gerada pelo passe 8 ( $v_c = 80$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\varepsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\varepsilon = 0,5$ ), onde a imagem mostra uma maior perturbação quando comparado com a amostra 4 ( $v_c = 110$  m/min) possivelmente devido à má formação e remoção de cavaco em velocidades de corte mais baixas.

Uma segunda comparação ocorreu nas amostras geradas pelos passes 5 ( $r_\epsilon = 1,2$  mm,) e 14 ( $r_\epsilon = 0,4$  mm), ambos com  $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,18$  mm/z e  $a_p/r_\epsilon = 1$ . Independentemente de terem valores de  $R_a$  e  $R_z$  similares, a amostra 5 apresenta um perfil não orientado, enquanto que a amostra 14 tem um perfil mais regular. A combinação de parâmetros do passe 14 proporcionou um corte mais estável, o que favoreceu o acabamento.

A terceira comparação foi feita entre as amostras obtidas pelos passes 6 ( $r_\epsilon = 0,4$  mm) e 18 ( $r_\epsilon = 1,2$  mm), ambos com  $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,06$  mm/z e  $a_p/r_\epsilon = 1$ . Notou-se a maior amplitude dos picos e vales no perfil de rugosidade da amostra 18 ( $R_a = 0,64$   $\mu$ m e  $R_z = 3,02$   $\mu$ m) em relação à amostra 6 ( $R_a = 0,33$   $\mu$ m e  $R_z = 1,98$   $\mu$ m). Essa diferença pode ter sido causada pelo efeito *ploughing* (baixo  $f_z$ ) ou por vibrações e flexões da ferramenta, visto que maiores  $a_p$  aumentam a intensidade das forças. Além disso, maiores  $r_\epsilon$  aumentam a vibração da ferramenta pela maior área de contato ferramenta/peça.

Uma grande variabilidade dos resultados foi notado no ponto central ( $v_c = 95$  m/min,  $f_z = 0,12$  mm/z,  $r_\epsilon = 0,8$  mm,  $a_p/r_\epsilon = 1$ ), principalmente na amostra 16\* ( $R_a = 0,363$   $\mu$ m e  $R_z = 2,043$   $\mu$ m) em relação à amostra 25\* ( $R_a = 0,53$   $\mu$ m e  $R_z = 2,93$   $\mu$ m). Avaliando os perfis de rugosidade do passe 25\*, percebe-se saliências com certa periodicidade nos vales do perfil e estas saliências podem estar vinculadas ao estado da ferramenta, pois o passe 25\* não foi realizado com um novo par de insertos.

A ANOVA realizada indicou o efeito linear de  $f_z$  como “parcialmente” significativo ( $0,05 < \alpha \leq 0,10$ ) sobre  $R_a$  e significativo ( $\alpha \leq 0,05$ ) sobre  $R_z$ . O efeito quadrático do raio de ponta também foi “parcialmente” significativo sobre  $R_z$ . Sobre  $R_a$ , o nível de significância ( $\alpha$ ) de  $r_\epsilon \times r_\epsilon$  ficou acima de 0,1 com a segunda maior contribuição, o que corrobora com a literatura. Constatou-se ainda que há pouca influência de  $v_c$ ,  $a_p/r_\epsilon$  (efeitos linear e quadrático) e do efeito linear de  $r_\epsilon$  sobre  $R_a$  e  $R_z$ .

Em outra análise estatística, a curva de Abbott-Firestone (AFC) e a função Distribuição de Amplitude (ADF) foram geradas nos três passes que geraram os menores valores de rugosidade (amostras 4, 6 e 26). Na amostra 4 (), verificou-se uma maior uniformidade dos picos e vales que refletiu na menor declividade da curva AFC e uma distribuição simétrica mais concentrada em torno da média na ADF (leptocúrtica), o que caracteriza um perfil mais estável.

A otimização multivariada visando os menores valores de rugosidade indica altos níveis de velocidade de corte ( $v_c = 110$  m/min), nível baixo de avanço por dente ( $f_z = 0,06$  mm/z) com valores médios de profundidade de corte ( $a_p = 1,0$  mm) e raio de ponta da ferramenta ( $0,4$  mm  $< r_\epsilon < 0,8$  mm). Como consequência, os valores estimados pelo modelo foram

$R_a = 0,294 \mu\text{m}$  e  $R_z = 1,979 \mu\text{m}$ . No entanto, os melhores resultados do passe 4 mostram que o efeito combinado de  $f_z$  médio (0,12 mm/z) e  $a_p$  mínimo (0,4 mm) atenuou as forças e as vibrações, resultando em um melhor acabamento usinado. Contudo,  $r_e > 2 \cdot f_z$  para reduzir o efeito das marcas de avanço. Logo,  $a_p$  e  $r_e$  podem ter influências individuais sobre as forças e rugosidades. Ademais, devido à grande variabilidade do processo que comprometeu os modelos de estimação de rugosidade ( $R^2 < 45\%$ ), optou-se por não realizar a validação do modelo.

### 5.3 Sugestões para Trabalhos Futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, pode-se:

- estudar a influência de cada parâmetro de entrada sobre as vibrações no fresamento do aço duplex DX 2205;
- otimizar separadamente a influência de  $r_e$  e  $a_p$  como variáveis dependentes no estudo e não correlacionadas;
- avaliar detalhadamente os tipos de desgaste e o tempo de vida ferramenta e quantificá-los;
- investigar a influência da microestrutura austenita-ferrita dos DSS e sua influência nas variáveis de resposta;
- reproduzir a metodologia aplicada neste estudo com a aplicação de métodos alternativos de lubrificação ambientalmente amigáveis.

## REFERÊNCIAS

ABNT NBR 4287, 2002. **Termos, Definições e Parâmetros de Rugosidade. Especificações Geométricas do produto (GPS) – Rugosidade – Método do Perfil**, 18p., 2022.

ABNT NBR 4288. **Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil – Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2008.

ABNT NBR 6409. **Tolerâncias geométricas – Tolerâncias de forma, posição e batimento – Generalidades, símbolos, definições e indicações em desenho**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1997.

Bajić, D., Celent, L. & Jozić, S. Modeling of the influence of cutting parameters on the surface roughness, tool wear and cutting force in face milling in off-line process control. **Strojniški Vestnik / Journal of Mechanical Engineering**, 58 (11), 673–682, 2012.

Baumgaertner Filho, A. J. **Análise dos parâmetros da polaridade negativa na curva de corrente de soldagem MIG/MAG polaridade variável aplicados à soldagem para revestimento**, Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2017.

Bordinassi, E. C. **Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável super-duplex após torneamento**. Tese (doutorado) em Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos, POLI, USP, São Paulo, SP, 2006.

Box, G. E. P. & Behnken, D. W. Some new three level designs for the study of quantitative variables. **Technometrics**, 2, 455-475, 1960.

Caniçali, J., Sperotto, E., Policena, M. R. & Souza, A. J. Effect of machining parameters on cutting forces during the end milling of UNS S32205. **Anais do 26° COBEM**, 22 de novembro a 26 de novembro, Florianópolis, SC, 2021.

Capello, E., Chiarello, P., Previtali, B. & Vedani, M. Laser welding and surface treatment of a 22Cr–5Ni–3Mo duplex stainless steel. **Materials Science and Engineering: A**, 351(1–2), 334–343, 2003.

Chiaverini, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 7 ed., São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2002.

DIN 4776. **Determination of surface roughness parameters  $R_k$ ,  $R_{PK}$ ,  $R_{Vk}$ ,  $M_{r1}$ ,  $M_{r2}$  serving to describe the material component of the roughness profile**, Deutsches Institut für Normung, 1990.

Dimla Snr., D. E. Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations – a review of methods. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 40 (8), 1073-1098, 2000.

Diniz, A. E., Marcondes, F. C. & Coppini, N. L. **Tecnologia da Usinagem Dos Materiais**. 8 ed, São Paulo: Artliber, 2013.

Dirviyam, P. S., Palanisamy, C. & Pk, R. Prediction of surface roughness in end milling operation of duplex stainless steel using response surface methodology. **Journal of Engineering Science and Technology**, 10 (3), 340-352, 2015.

Eurich, A. M. **Caracterização da superfície usinada por fresamento de faceamento por meio da rugosidade ao longo da vida da ferramenta**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, UTFPR, Ponta Grossa, PR, 2021.

Feix, E. C. **Otimização do torneamento de acabamento a seco e com MQL nas ligas de alumínio 6082-T6 e 7075-T6 utilizando Box-Behnken Design**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2019.

Ferraresi, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 18 ed., São Paulo: Blucher, 2018.

Freitas, E. S. R. **Parâmetros topográficos para avaliação, caracterização e controle tribológicos de superfícies de engenharia**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, EESC, USP, São Carlos, SP, 2006.

Gamarra, J. R. **Estratégias de Usinagem no Torneamento de Aço Inoxidável Super Duplex (UNS S32750)**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, UNICAMP, Campinas, SP, 2017.



Garcia, R. F. **Análise comparativa do fresamento frontal de acabamento em aos inoxidáveis duplex DX 2205 e LDX 2101**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2019.

Gowthaman, P. S., Jeyakumar, S., & Saravanan, B. A. Machinability and tool wear mechanism of duplex stainless steel – A review. **Materials Today: Proceedings**, 26, 1423-1429, 2020.

Groover, M. P. **Introdução aos Processos de Fabricação**. 1 ed., Rio de Janeiro: LTC, 2014.

Hackenhaar, W. **Avaliação da eficiência térmica e de fusão na soldagem MAG me diferentes geometrias de juntas**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC, UFRGS, Porto Alegre, RS, Porto Alegre, RS, 2016.

Hübner, H. B. **Estimação da rugosidade gerada no processo de fresamento frontal via redes neurais artificiais**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC, UFRGS, Porto Alegre, RS, Porto Alegre, RS, 2016.

IMOA. **Practical Guidelines for the Fabrication of Duplex Steels**. 3 ed., London: IMOA, 2014.

Kadirgama, K., Abou-El-Hossein, K. A., Mohammad, B. & Habeeb, H. Statistical model to determine surface roughness when milling Hastelloy C-22HS. **Journal of Mechanical Science and Technology**, 21 (10), 1651-1655, 2007.

Koyee, R. D., Heisel, U., Schmauder, S. & Eisseler, R. Experimental investigation and multiobjective optimization of turning duplex stainless steels. **International Journal of Manufacturing Engineering**, ID 921081, 1-13, 2014.

Lima, D. O., Araujo. A. C. & Silveira. J. L. L. Influência da profundidade de corte e do avanço na força de corte no fresamento de faceamento. **Anais do 7º CONEM**, 31 de julho a 3 de agosto, São Luís, MA, 2012.

Machado, A. R., Coelho, R. T., Abrão, A. M. & Silva, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3 ed., São Paulo: Edgard Blucher, 2015.

Maia, L. H. A. **Influência das condições de corte do fresamento do aço baixa liga ABNT 4140 nos sinais vibracionais e de emissão acústica**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PUC Minas, Belo Horizonte, MG, 2009.

Mangoni, C. **Determinação Teórico-Experimental de forças e análise dinâmica por elementos finitos no fresamento de peças com baixa rigidez**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, POSMEC, UFSC, Florianópolis, SC, 2004.

Matos Junior, R. F. **Análise topográfica da superfície de cilindro de motores a combustão interna**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica e de Materiais, UTFPR, Curitiba, PR, 2009.

Montgomery, D. C. **Introdução ao Controle Estatístico da Qualidade**. 4 ed., Rio de Janeiro: LTC, 2004.

Moore, D. S., Notz, W. I, Flinger, M. A. **The Basic Practice of Statistics**. 6 ed., New York: W. H. Freeman and Company, 2013.

Motta Neto, W. S. **Comparação do efeito do método de medição com contato e sem contato na rugosidade**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, FEMEC, UFU, Uberlândia, MG, 2017.

Niu, Q., Jing, L., Li, C., Yu, Z., Li, S., Li, P., Qiu, X., Ko, T. J. & Yue, W. Study on effects of tool nose radius on the formation mechanism of edge defects during milling SiCp/Al composites. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 114 (7-8) 2261–2269, 2021.

Nunes, E. B. **Propriedades mecânicas e caracterização microestrutural na soldagem do aço inoxidável duplex UNS S31803 (SAF 2205)**. Dissertação (mestrado) em Engenharia e Ciência de Materiais, UFC, Fortaleza, CE, 2009.

Petropoulos, P. G. N., Pandazaras N. P. & Davim, J. P. Surface texture characterization and evaluation related to machining. In: Davim, J. P. **Surface Integrity in Machining**, London: Springer, 37-66, 2010.

Policena, M. R., Devitte, C., Fronza, G., Garcia, R. F. & Souza, A. J. Surface roughness analysis in finishing end-milling of duplex stainless steel UNS S32205.

**International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 98 (5–8), 1617–1625, 2018.

Policena, M. R., Garcia, R. F. & Souza, A. J. Análise da rugosidade obtida no fresamento frontal de acabamento do aço inoxidável duplex LDX 2101. **Anais do 11° COBEF**, 24 a 26 de maio, Curitiba, PR, 2021.

Rahnejat, H. **Tribology and Dynamics of Engine and Powertrain – Applications and Future Trends**, Great Abington: Woodhead, 2016.

Raymundo, E. A. & Souza, J. V. C. Análises dos cavacos gerados no processo de fresamento do aço inoxidável duplex UNS S31803 (SAF 2205) como recebido. **Revista de Gestão e Tecnologia**, 2, 13-20, 2014.

Reis, R. **Estudo da influência da geometria da cunha da ferramenta de aço rápido na usinagem do aço ABNT 1045 em diferentes condições lubri-refrigerantes**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, FEMEC, UFU, Uberlândia, MG, 2015.

Ribeiro, J., Abrao, A., Falco, W. S. Forças de usinagem no fresamento de aços para matrizes. **16° Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica**, FEMEC, UFU, 11 a 13 de dezembro, Uberlândia, MG, 2006.

Rigatti, A. M. Y. **Avaliação da força de usinagem e energia específica de corte no fresamento com alta velocidade de corte**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, UNESP, Ilha Solteira, SP, 2010.

Santos, S. C. & Sales, F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**, São Paulo: Artliber, 2007.

Stachowiak, G. W. & Batchelor, A. W. **Engineering Tribology**. 3 ed., London: Butterworth-Heinemann, 2005.

Silveira, M. L. **Avaliação da integridade superficial do aço ABNT H13 submetido à operação de fresamento frontal**. Tese (doutorado) em Engenharia de Produção, UFMG, Belo Horizonte, MG, 2021.

Sória, B. S. **Estudo do comportamento das vibrações em fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316 utilizando transformada de Wavelet**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC, UFRGS, Porto Alegre, RS, Porto Alegre, RS, 2016

Stemmer, C. E. **Ferramentas de Corte I**. 3 ed., Florianópolis: Editora da UFSC, 1993.

Tavares, S. M. O. **Analysis of surface roughness and models of mechanical contacts**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, FEUP, Porto, Portugal, 2005.

Tavares, J. M. R.S. **Indicação dos estados de superfície**. Notas de aula da disciplina Concepção e Fabrico Assistidos por Computador, FEUP, 2012. Disponível em: [paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos](http://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos). Acesso em 12 out. 2021.

Telles, F. **Avaliação da rugosidade no torneamento de acabamento em titânio comercialmente puro grau 4 sob uma perspectiva de usinagem ambientalmente amigável**. Dissertação (mestrado) em Engenharia Mecânica, PROMEC, UFRGS, Porto Alegre, RS, Porto Alegre, RS, 2018.

Trent, E. & Wright, P. **Metal Cutting**. 4 ed., Boston: Elsevier, 2000.

Walter Tools. **Manual Técnico**. Disponível em: [www.walter-tools.com/engb/tools/innovations/milling/Pages/innovations-milling-2/new-products-milling-2.aspx](http://www.walter-tools.com/engb/tools/innovations/milling/Pages/innovations-milling-2/new-products-milling-2.aspx). Acesso em: 17 ago. 2021.

Yun, H. T., Heo, S., Lee, M. K., Min, B. K. & Lee, S. J. Ploughing detection in micromilling processes using the cutting force signal, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 51 (5) 377-382, 2011.

Zanuto, R. S., Hassui, A. & Correa, F.S. Perfil de rugosidade no faceamento do aço inoxidável 15-5 PH utilizando fresas com pastilhas intercambiáveis redondas, **Anais do 7º COBEF**, 15 a 19 de abril, Penedo, Itatiaia, RJ, 2013.

## APÊNDICES

### Apêndice A – Metodologia para Aquisição dos Sinais de Força

Para a seleção da taxa de aquisição dos pontos para o sinal da força, considerou-se uma correlação com a rotação da fresa. Assumindo que cada ponto equivalia a um ângulo de rotação de  $2^\circ$ , para 360 graus (uma volta completa), eram necessários 180 pontos por volta. Assim, as taxas de aquisição foram calculadas a partir da Equação A.1 para as rotações de 1200, 1500 e 1800 rpm (velocidades de corte de 80, 95 e 110 m/min, respectivamente).

$$\text{Taxa de aquisição} = 180 \cdot n' \quad (\text{A.1})$$

onde  $n'$  (rotação por segundo [ $s^{-1}$ ]) é expresso pela Equação A.2.

$$n' = \frac{50 \cdot v_c}{3 \cdot \pi \cdot \phi} \quad (\text{A.1})$$

em que  $v_c$  = velocidade de corte (m/min),  $\phi$  = diâmetro da fresa (mm).

Gráficos foram gerados posteriormente utilizando o software Microsoft™ Excel para identificar o intervalo estável de amostragem (desconsiderando a influência da entrada e/ou da saída da fresa) para posterior coleta de dados de força no mesmo ponto para todas as amostras. Para a análise, foi utilizada uma amostra de 20000 pontos para cada passe.

A duração de cada passe (ou tempo de corte  $t_c$  [s]), representada pela Equação A.3, definiu o tempo mínimo de amostragem. Assim, para cada combinação de parâmetros, foi calculado um  $t_c$  em função do avanço por dente ( $f_z$ ), número de arestas de corte da fresa ( $z$ ), rotação ( $n$ ) e distância percorrida pela ferramenta em cada passe ( $L$ ). A aquisição do sinal iniciou-se fora do passe; desta forma, adicionou-se mais três segundos ao tempo de aquisição.

$$t_c = \frac{L}{v_f} = \frac{60 \cdot L}{f_z \cdot z \cdot n} = \frac{1440}{f_z \cdot n} \quad (\text{A.2})$$

Assim, o tamanho da amostra por passe foi calculado utilizando a Equação A.4.

$$\text{Pontos coletados} = \text{Taxa de aquisição} \cdot t_c \quad (\text{A.1})$$

## Apêndice B – Algoritmo para Determinar AFC e ADF [Tavares, 2005].

```

data_x=columnA;
data_z=columnB;
%Abbott-Firestone Curve and the Probability Distribution Function
%function [abbot,adf]=abbot(data_x,data_z);
x=data_x;
rug=data_z;
resolution=8000;
%===Abbott-Firestone Curve===
maxr=max(rug);
minr=min(rug);
dis=length(rug);
increment=(maxr-minr)/resolution;
abbot=zeros(resolution+1,1);
temp=maxr;
j=1;
while temp>minr
    abbot_y(j)=temp;
    for i=1:dis
        if rug(i)>temp
            abbot(j)=abbot(j)+1;
        end
    end
    j=j+1;
    temp=temp-increment;
end
%normalizing the vector abbot:
for i=1:resolution+1
    abbot(i)=(abbot(i)*100)/max(abbot);
end
subplot(1,2,1)
area(abbot,abbot_y,minr) %plot area
plot(abbot,abbot_y);
axis([0 100 minr maxr])
xlabel('%')
ylabel('micron m')
title('Abbot-Firestone Curve');
%===Probability Distribution Function===
temp=maxr;
adf=zeros(resolution+1,1);
j=1;
while temp>0
    for i=1:dis
        if rug(i)>temp
            adf(j)=adf(j)+1;
        end
    end
    j=j+1;
    temp=temp-increment;
end;
while temp>minr
    for i=1:dis
        if rug(i)<temp
            adf(j)=adf(j)+1;
        end
    end
    j=j+1;
    temp=temp-increment;
end;
A=sum(adf)*increment; %area of the adf
%normalizing adf
for i=1:resolution+1
    adf_n(i)=adf(i)/A;
end
subplot(1,2,2)
area(adf_n,abbot_y);
plot(adf_n,abbot_y)
axis([0 max(adf_n)+0.1 minr maxr])
ylabel('micron m')
title('Amplitude Distribution Function (ADF)');

```