

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

ANÁLISE COMPARATIVA DO FRESAMENTO FRONTAL DE ACABAMENTO EM
AÇOS INOXIDÁVEIS DUPLEX DX 2205 e LDX 2101

por

Rafael Farias Garcia

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Fevereiro de 2019.

ANÁLISE COMPARATIVA DO FRESAMENTO FRONTAL DE ACABAMENTO EM
AÇOS INOXIDÁVEIS DUPLEX DX 2205 e LDX 2101

por

Rafael Farias Garcia
Engenheiro Mecânico

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

Aprovada por:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Heraldo José de Amorim DEMEC/UFRGS

Prof. Dr. Rolf Bertrand Schroeter POSMEC/UFSC

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 15 de Fevereiro de 2019.

Aos meus pais, Zelte e Torquato.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos que ajudaram, direta e indiretamente, no caminho de mais uma etapa da minha vida culminando com o desenvolvimento desta dissertação.

Ao professor orientador Dr. André João de Souza, pela disponibilidade, compreensão, amizade, dedicação e ensinamentos.

Aos membros da banca de avaliação deste trabalho pelas considerações construtivas que foram fundamentais para este trabalho.

Ao Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS – UFRGS) pelo fornecimento da infraestrutura, e ao técnico Guilherme Vargas Schirmer pelo auxílio técnico com a experimentação, conselhos e amizade.

Aos colegas da pós-graduação, Maurício Policena, Juan David Espítia, Leandro Tognon, Vinícius Bordignon, Amália Mayrhofer, Matheus Polly e Henrique Mendel, pela amizade, auxílio e risadas.

Ao Professor Arnaldo Ruben Gonzalez, pelos conselhos, amizade e ensinamentos.

À UFRGS (Universidade Federal do Rio Grande do Sul), ao PROMEC (Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica) e a CAPES (Comissão de Aperfeiçoamento de Pessoal do Nível Superior), pelo suporte financeiro concedido durante mestrado.

À empresa Walter Tools, pela doação das ferramentas utilizadas.

À UPF Parque, pela análise dos cavacos.

À Empresa Outokumpu, pela doação dos materiais.

Aos laboratórios da UFRGS, LATRIB (Laboratório de Tribologia) e LAFUN (Laboratório de Fundição), pela disponibilidade da infraestrutura e auxílio nas análises.

À minha família, especialmente os meus irmãos Daniela Farias Garcia e Guilherme Farias Garcia, que mesmo distantes fisicamente, inspiram a valorização do conhecimento.

Agradeço especialmente à minha tia Carmem Ligia Farias, pelo suporte, carinho e amizade que sempre foi fundamental neste período de Mestrado.

Aos meus Mestres do período de graduação e grandes incentivadores no início e durante o período desta pós-graduação, Rafael Crespo Izquierdo, Guilherme Cortelini da Rosa, Carlos Lagemann e Lober Hermann.

À minha noiva, Laura Stein, pelo amor, companheirismo e pelo apoio para superar os momentos difíceis.

A Deus, pela graça da vida e da fé.

RESUMO

Os aços inoxidáveis duplex (DSS) vêm sendo amplamente utilizados na fabricação de componentes usinados, que são aplicados na indústria petroquímica, celulose, petróleo e gás. As forças de usinagem, a rugosidade e a morfologia dos cavacos estão intimamente relacionadas com o acabamento de uma superfície, sendo variáveis de resposta que refletem a qualidade e a robustez da usinagem. O processo de fresamento possui particularidades que, associadas às características do material, afetam a qualidade da superfície usinada. Os cavacos gerados no corte de DSS sofrem endurecimento por deformação que, em conjunto com a ductilidade do material, podem auxiliar na investigação da usinabilidade deste. Ademais, a rugosidade é um fator crítico para materiais expostos a ambientes corrosivos. Desta forma, o presente estudo faz uma comparação das variáveis de resposta (força, rugosidade e cavaco) geradas pelo fresamento frontal a seco nos aços Outokumpu Forta DX 2205 e LDX 2101. Para tanto, os parâmetros de corte (velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ” e profundidade de corte axial “ a_p ”) foram combinados, aleatorizados e otimizados pelo projeto de experimentos Box-Behnken. Como resultado, os menores valores de força de usinagem foram obtidos na combinação $v_c = 95$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,2$ mm (51 ± 26 N para DX 2205 e 45 ± 20 N para LDX 2101). Os valores da força de usinagem foram superiores na usinagem do DX 2205 em função dos maiores teores de cromo, níquel e molibdênio, que aumentam a resistência ao cisalhamento deste material. Já os da parcela dinâmica sempre foram menores que os da estática para ambos DSS, apresentando estabilidade do sistema. Com relação aos parâmetros de rugosidade, os valores obtidos no fresamento do DX 2205 ($R_a = 0,22$ μm e $R_z = 1,60$ μm) e do LDX 2101 ($R_a = 0,15$ μm e $R_z = 1,36$ μm) utilizando a combinação otimizada ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,6$ mm) foram os menores dentre todos os valores obtidos, comprovando a eficiência e a robustez do método proposto. Constatou-se ainda que para ambos DSS as condições que geraram baixa rugosidade provocaram um aumento de aproximadamente 13% nos valores de microdureza dos cavacos em relação às das chapas não usinadas. Esta análise confirma que o processo de fresamento influencia no grau de encruamento do cavaco.

Palavras-chave: Fresamento frontal de aços inoxidáveis duplex; Forças de usinagem; Rugosidade; Cavaco gerado; Box-Behnken Design.

ABSTRACT

Duplex stainless steels (DSS) have been widely used in the manufacture of machined components, which are applied in the petrochemical, pulp, oil and gas industries. Machining forces, surface roughness and chip morphology are closely related to the surface finish. These are response variables that reflect the machining quality and robustness. The milling process has particularities that affect the machined surface quality when associated with the material characteristics. The chips formed in DSS machining get deformation hardening which, combined with the ductility of the material, contribute in the study of their machinability. In addition, the surface roughness is a critical factor for materials exposed to corrosive environments. Thus, the study compares the response variables (force, roughness and chip) generated by dry end milling on Outokumpu Forta DX 2205 and LDX 2101 duplex stainless steels. For this, the cutting parameters (cutting speed v_c , feed per tooth f_z and axial depth of cut a_p) were combined, randomized and optimized by the Box-Behnken design of experiment. As result, the lowest machining force values were obtained with $v_c = 95$ m/min, $f_z = 0.05$ mm/tooth and $a_p = 0.2$ mm (51 ± 26 N for DX 2205 and 45 ± 20 N for LDX 2101). These values were higher in the DX 2205 machining due to the higher chromium, nickel and molybdenum, quantities that increase its shear strength. The dynamic force were always smaller than the static force for both DSS, awarding system stability. Regarding the surface roughness parameters, the results obtained in the milling of DX 2205 ($R_a = 0.22$ μm and $R_z = 1.60$ μm) and LDX 2101 ($R_a = 0.15$ μm and $R_z = 1.36$ μm) using the optimized combination ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0.05$ mm/tooth and $a_p = 0.6$ mm) were the lowest values, which proves the efficiency and robustness of the proposed method. Moreover, for both DSS, the chip microhardness values increased about 13% for the conditions that generated low roughness values when compared with microhardness values from non-machined plates. This confirms that the milling process influences on the degree of chip hardening.

Keywords: Face milling of duplex stainless steels; Machining forces; Surface roughness; Chip formed; Box-Behnken Design.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivos Objetivo geral.....	2
1.1.1	Objetivos específicos.....	2
1.1.2	Estrutura do trabalho.....	3
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA E ESTADO DA ARTE	4
2.1	Fresamento frontal.....	4
2.2	Aços inoxidáveis duplex.....	8
2.2.1	Corrosão por pite.....	9
2.2.2	Usinabilidade do aço inoxidável duplex.....	10
2.3	Formação de cavacos.....	12
2.4	Forças de usinagem.....	14
2.5	Textura da superfície usinada.....	16
2.6	Integridade da superfície usinada.....	18
2.6.1	Tensões residuais.....	19
2.7	Projeto e análise de experimentos.....	20
3	MATERIAIS E MÉTODOS	24
3.1	Configuração do corpo de prova.....	24
3.2	Caracterização da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte.....	25
3.3	Medição de sinais de força.....	27
3.3.1	Metodologia de aquisição dos dados de força.....	28
3.4	Medições de rugosidade.....	30
3.5	Análises de morfologia e microdureza dos cavacos.....	32
3.6	Planejamento estatístico do experimento.....	32
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	35
4.1	Análise das forças de usinagem geradas no DX 2205 e LDX 2101.....	35
4.1.1	Análise estatística das parcelas estática e dinâmica das forças de usinagem.....	37
4.2	Análise da rugosidade da superfície usinada do DX 2205 e LDX 2101.....	42
4.2.1	Análise estatística da rugosidade R_a e R_z	46
4.3	Análise dos cavacos gerados no processo de fresamento do DX 2205 e LDX 2101...50	
4.4	Testes de validação dos parâmetros de corte.....	53
5	CONCLUSÕES.....	59
5.1	Sugestões para trabalhos futuros.....	60
APÊNDICE A	Modelo de aquisição de sinais das forças de usinagem.....	66
APÊNDICE B	ANOVA referente às forças de usinagem.....	68
APÊNDICE C	ANOVA referente às rugosidades R_a e R_z.....	69

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Fresamento frontal com cabeçote fresador.....	4
Figura 2.2	Tipos de fresamento frontal: (a) simétrico; (b) simétrico comum; (c) assimétrico com toda superfície sendo fresada; (d) assimétrico.	5
Figura 2.3	Fresamento (a) discordante; (b) concordante.	6
Figura 2.4	Cabeçote fresador e insertos intercambiáveis.	6
Figura 2.5	Avanço por volta (f) e avanço por dente (f_z).	7
Figura 2.6	Profundidades de corte axial (a_p) e radial (a_e).....	7
Figura 2.7	Velocidades de corte (v_c) e de avanço (v_f).....	7
Figura 2.8	Comparação entre os tipos de corrosão.....	10
Figura 2.9	Usinabilidade relativa dos principais aços inoxidáveis duplex em comparação ao 316 (2,5% Mo) com ferramentas de aço rápido e metal-duro.....	11
Figura 2.10	Microestrutura do cavaco obtida após usinagem do UNS 31803 com ampliação 400x e ataque com o reagente Flick.	12
Figura 2.11	Efeito da deformação a frio nas propriedades mecânicas do UNS S32205.	13
Figura 2.12	Tipos de cavacos obtidos em função do avanço por dente (ampliação 20x).	13
Figura 2.13	Componentes da força no fresamento frontal.	15
Figura 2.14	Terminologia e simbologia padrão para descrição do perfil de uma superfície..	16
Figura 2.15	Definição do parâmetro de rugosidade média.....	17
Figura 2.16	Definição da rugosidade média parcial.	17
Figura 2.17	Projeto de experimentos Box-Behnken para três fatores.	22
Figura 3.1	Dimensões do corpo de prova.	24
Figura 3.2	Centro de usinagem Romi Discovery 308.....	25
Figura 3.3	Características do inserto e do cabeçote.....	26
Figura 3.4	Verificação do erro de batimento radial da fresa com relógio comparador.	26
Figura 3.5	Sistema de aquisição de sinais de força.	27
Figura 3.6	Sistema experimental.	28
Figura 3.7	Detalhamento da região de corte “em cheio” na amostra.	28
Figura 3.8	Seleção do intervalo estável de amostragem.....	29
Figura 3.9	Configuração experimental utilizada para a medição dos dados de rugosidade.	31
Figura 3.10	Equipamentos para análise dos cavacos.....	32
Figura 4.1	Comportamento da força de usinagem.....	36

Figura 4.2	Comparação entre os dados observados e estimados das parcelas estáticas das forças de usinagem.	38
Figura 4.3	Comparação entre os dados observados e estimados das parcelas dinâmicas das forças de usinagem.	39
Figura 4.4	Gráficos de contorno da parcela estática da força de usinagem relacionados ao fresamento.	40
Figura 4.5	Gráficos de contorno da parcela dinâmica da força de usinagem relacionados ao fresamento.	41
Figura 4.6	Ocorrência de falhas nos insertos utilizados na usinagem de cada material após o passe 14.	42
Figura 4.7	Superfície usinada do DX 2205: (a) perfil de rugosidade após passe 2; (b) imagem da superfície após passe 2; (c) perfil de rugosidade após passe 8; (d) imagem da superfície após passe 8.	43
Figura 4.8	Superfície usinada do LDX 2101: (a) perfil de rugosidade após passe 1; (b) imagem da superfície após passe 1; (c) perfil de rugosidade após passe 6; (d) imagem da superfície após passe 6.	44
Figura 4.9	Perfil tridimensional da superfície usinada para os maiores e menores valores de rugosidade obtidos no fresamento do DX 2205 e LDX 2101.	45
Figura 4.10	Comparação entre os dados observados e estimados dos valores de R_a gerados.	47
Figura 4.11	Comparação entre os dados observados e estimados dos valores de R_z gerados.	48
Figura 4.12	Gráficos de contorno dos valores de R_a obtidos.	49
Figura 4.13	Gráficos de contorno dos valores de R_z obtidos.	50
Figura 4.14	Cavacos gerados na obtenção da maior rugosidade para ambos os materiais. ...	51
Figura 4.15	Cavacos gerados na obtenção da menor rugosidade para ambos os materiais.	52
Figura 4.16	Otimização multivariada para (a) DX 2205 e (b) LDX 2101.	54
Figura 4.17	Perfil de rugosidade e imagens das superfícies usinadas para os passes de otimização.	56
Figura 4.18	Perfil tridimensional da superfície usinada para os passes de otimização em ambos os materiais: (a) passe 16; (b) passe 17.	57
Figura 4.19	Cavacos gerados com os parâmetros otimizados para ambos os materiais.	58

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Composição química dos aços Forta LDX 2101 e DX 2205 (% massa).	25
Tabela 3.2	Fatores controláveis e os níveis utilizados nos testes.....	33
Tabela 3.3	Variáveis independentes aleatorizadas pelo BBD.....	33
Tabela 4.1	Valores de μF_U e ΔF_U gerados na usinagem dos aços DX 2205 e LDX 2101. ..	35
Tabela 4.2	ANOVA parcial da μF_U e ΔF_U na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.....	38
Tabela 4.3	Valores médios de R_a e R_z na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.	43
Tabela 4.4	ANOVA da R_a e R_z na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.....	46
Tabela 4.5	Valores de microdureza mensurados.....	53
Tabela 4.6	Valores de R_a e R_z dos testes de validação.	55
Tabela A.1	Tempos de corte (s) para cada combinação entre avanço por dente e rotação....	66
Tabela A.2	Variáveis independentes aleatorizadas pelo BBD.....	66
Tabela A.3	Variáveis dependentes aleatorizadas pelo BBD.....	67
Tabela A.4	ANOVA da μF_U e ΔF_U na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.....	68
Tabela A.5	ANOVA para valores de R_a e R_z na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.....	69

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
Al ₂ O ₃	Óxido de Alumínio
AlCrN	Nitreto de Cromo-Alumínio
ANOVA	Análise de Variância
ASS	<i>Austenitic Stainless Steel</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BBD	<i>Box-Behnken Design</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
DSS	<i>Duplex Stainless Steel</i>
GDL	Graus de Liberdade
LIA	Limite Inferior dos Pontos de Análise
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
IMOA	<i>International Molybdenum Association</i>
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MQ	Média dos Quadrados
RSM	<i>Response Surface Methodology</i>
SQ	Soma dos Quadrados
NPR	Número de Pontos por Rotação
NPR10	Número de Pontos por Rotação multiplicado por 10 rotações
NTPa	Número Total de Pontos da Amostra (Limite Superior dos Pontos de Análise)
PRE	<i>Pitting Resistance Equivalent</i>
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i>
IPA	Intervalo de Pontos de Análise
TiAlN	Nitreto de Titânio-Alumínio
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
UNS	<i>Unified Numbering System for Metals and Alloys</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

a_e	Profundidade de corte radial, [mm]
a_p	Profundidade de corte axial, [mm]
b_n	Coefficientes da equação de regressão
D	“Desejabilidade” composta
d	“Desejabilidade” individual
F_a	Força axial, [N]
F_r	Força radial, [N]
F_t	Força tangencial, [N]
F_U	Força de Usinagem, [N]
F_x	Força ortogonal na direção X, [N]
F_y	Força ortogonal na direção Y, [N]
F_z	Força ortogonal na direção Z, [N]
f	Avanço por volta, [mm/volta]
f_z	Avanço por dente, [mm/dente]
h	Espessura de corte, [mm]
k	Número de fatores
K_a	Pressão específica de corte direção axial, [N/mm ²]
K_t	Pressão específica de corte direção tangencial, [N/mm ²]
L	Distância entre a posição inicial e o centro da região de corte em cheio, [mm]
l_e	Comprimento de amostragem, [mm]
l_m	Comprimento de medição, [mm]
N	Número de pontos experimentais
n	Rotação, [rpm]
Valor-p	Probabilidade de significância
r	Número de repetições do ensaio no ponto central
R^2	Coefficiente de determinação, [%]
R^2_{ajust}	Coefficiente de determinação ajustado, [%]
R_a	Rugosidade média, [μm]
R_z	Rugosidade média parcial, [μm]
r_ϵ	Raio de ponta do inserto, [mm]
s	Desvio-padrão amostral
t_c	Tempo de corte, [s]

v_c	Velocidade de corte, [m/min]
v_f	Velocidade de avanço, [mm/min]
X	Variáveis controláveis (fatores independentes de entrada)
Y	Varáveis de resposta (fatores dependentes de saída)
z	Número de dentes da fresa
Z_i	Distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo, [μm]
α	Nível de significância estipulado
ΔF_U	Parcela dinâmica da força de usinagem, [N]
μF_U	Parcela estática da força de usinagem, [N]
φ	Ângulo de contato do dente com a peça, [$^\circ$ (grau)]

1 INTRODUÇÃO

O setor metal mecânico concentra esforços na produção de peças e componentes usinados que possam ser fabricados com alta produtividade, alta qualidade e baixo custo [Cheng, 2009]. A indústria do segmento de petróleo e gás solicita que esses componentes possuam acabamento adequado da superfície usinada e excelente desempenho em ambientes corrosivos (elevada resistência à corrosão por pite). Estes equipamentos são submetidos a condições críticas de operação tais como temperaturas elevadas, altas pressões e contato com produtos químicos agressivos, sendo que neste contexto os aços inoxidáveis duplex (DSS – *Duplex Stainless Steel*) são comumente empregados [Gamarra, 2017]. 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 [Gravalos, 2008].

O DSS é um material bifásico (CCC e CFC) com grande aplicabilidade em produtos e equipamentos em diversas áreas [ASM, 2005]. Além das áreas já citadas (petróleo e gás), em um futuro próximo, pesquisas na área de usinagem de DSS serão estendidas para atender a serviços em diversos ramos, como nas indústrias médica, farmacêutica e de componentes eletrônicos. Estas informações justificam a grande demanda de pesquisas para melhorias da usinagem deste material [Jebaraj, 2017].

Em função da sua composição química e da sua microestrutura, os DSS possuem diferentes características de usinabilidade, de modo que a escolha dos níveis adequados dos parâmetros de corte para o fresamento frontal dessa liga é complexa [IMOA, 2014]. Assim, o estudo de como obter estes níveis possibilita entender a influência das variáveis de entrada (parâmetros de corte) sobre as variáveis de saída na usinagem (força, potência, vibração, acabamento etc.). Conforme Machado et al., 2015, o entendimento destas variáveis é fundamental para estimar a potência necessária ao corte e determinar os parâmetros de corte em condições de trabalho. Barros et al., 2001, citam que essas variáveis de entrada, quando bem planejadas, contribuem para a obtenção de um produto final de boa qualidade.

A escolha dos parâmetros de corte, as características da ferramenta de corte (geometria e material), a estabilidade do sistema MFDP¹, a composição química e as propriedades mecânicas dos materiais (microestrutura, dureza, deformação) são fatores que atuam de forma direta na geração da superfície usinada. Estes elementos, quando combinados de forma

¹ Máquina/ferramenta/dispositivo de fixação/peça

inadequada, dificultam a formação do cavaco [Santos e Sales, 2007; Machado et al., 2015]. Vale mencionar ainda que a formação do cavaco no DSS se processa em elevadíssimas taxas de deformação, e esta análise pode auxiliar na compreensão do corte destes materiais. Assim, para realizar um planejamento adequado das variáveis de entrada do processo de usinagem, o projeto de experimentos (DOE) é amplamente utilizado. O DOE auxilia na interpretação da influência dos fatores independentes (X) de um processo sobre os fatores dependentes (Y) [Hackenhaar, 2016]. Uma forma de realizar um planejamento bem estruturado de um experimento é através do *Box-Behnken Design* (BBD), por ser este um método de otimização estatística que trabalha de forma simultânea em um conjunto de fatores visando obter os melhores níveis que exerçam influência sobre determinado processo [Ferreira et al., 2007].

Percebe-se pela literatura que existe uma grande demanda por pesquisas sobre o fresamento frontal dos aços inoxidáveis duplex. Isto motivou o desenvolvimento deste trabalho que pretende contribuir com a literatura sobre a usinagem destes materiais.

1.1 Objetivos **Objetivo geral**

Analisar de maneira comparativa a usinabilidade dos aços inoxidáveis duplex Outokumpu Forta DX 2205 (UNS S32205) e Forta LDX 2101 (UNS S32101) no fresamento frontal a seco em condições de acabamento. Esta foi feita através da medição das forças de usinagem, das rugosidades das superfícies usinadas e da avaliação das características dos cavacos gerados utilizando o projeto de experimentos Box-Behnken (BBD).

1.1.1 **Objetivos específicos**

Com o BBD na usinagem de ambos os materiais, pretende-se:

- avaliar as parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) das forças de usinagem (F_U);
- investigar os perfis e os parâmetros de rugosidade R_a e R_z das superfícies usinadas nas diferentes combinações de parâmetros de entrada;
- examinar a morfologia dos cavacos gerados nos maiores e menores valores de rugosidade;
- analisar estatisticamente a influência dos parâmetros de entrada (velocidade de corte v_c , avanço por dente f_z e profundidade de corte axial a_p) sobre as variáveis de resposta (força e rugosidade);
- determinar a combinação ótima dos parâmetros de entrada (dentro da faixa de valores estabelecida neste estudo) visando ao melhor acabamento da superfície usinada;

- avaliar a taxa de endurecimento do cavaco a partir da medição da microdureza para as diferentes combinações de parâmetros de entrada e para a condição otimizada.

1.1.2 Estrutura do trabalho

O trabalho está disposto em capítulos, conforme descrição que se segue.

Capítulo 1. Introdução e contextualização sobre o tema mostrando os principais objetivos propostos.

Capítulo 2. Revisão da literatura específica sobre as principais informações técnicas relevantes ao desenvolvimento da temática deste trabalho.

Capítulo 3. Detalhamento dos materiais e métodos utilizados na realização dos experimentos e coleta dos dados de força, rugosidade e análise de cavacos gerados.

Capítulo 4. Apresentação dos resultados obtidos após as análises estatísticas e execução dos experimentos, comparando as duas classes de aços inoxidáveis duplex Outokumpu Forta DX 2205 e LDX 2101. Destaca-se a influência das variáveis de entrada (v_c , f_z e a_p) sobre as variáveis de saída (força de usinagem, rugosidade e cavaco) no processo de fresamento frontal. Os parâmetros ótimos de usinagem e análise de microdureza do cavaco também são exibidos.

Capítulo 5. Conclusões do estudo e sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA E ESTADO DA ARTE

Nesta etapa será apresentada uma revisão sobre as principais informações relevantes ao desenvolvimento deste estudo, sendo elas: (i) processo de fresamento frontal; (ii) materiais em estudo (aços inoxidáveis duplex); (iii) formação de cavacos; (iv) forças de usinagem; (v) textura da superfície usinada; (vi) técnicas estatísticas utilizadas na investigação.

2.1 Fresamento frontal

O fresamento é um processo de usinagem em que o material é removido da peça de modo intermitente pela fresa (geralmente é uma ferramenta multicortante) capaz de gerar superfícies das mais variadas formas [Ferraresi, 1977]. Cada aresta de corte é responsável por retirar uma porção de material através do engajamento limitado a cada aresta, resultando na formação e expulsão do cavaco da região de corte [Sandvik, 2018]. Duas formas podem classificar o processo de fresamento [Diniz et al., 2013]:

- conforme a disposição dos dentes ativos da fresa: fresamento tangencial ou frontal;
- de acordo com a disposição do eixo-árvore da máquina-ferramenta: fresamento horizontal, vertical ou inclinado.

O fresamento frontal (Figura 2.1) possui características particulares que o diferenciam dos demais processos de usinagem, comumente responsável por gerar superfícies planas. Para isso, recomenda-se um ângulo de posição $\chi_r = 90^\circ$ [Sandvik, 2018]. No caso, o eixo da fresa é perpendicular à superfície gerada e os dentes ativos estão na superfície frontal da ferramenta. No corte frontal há diferentes formas de fresar, como ilustra a Figura 2.2 [Diniz et al., 2013].

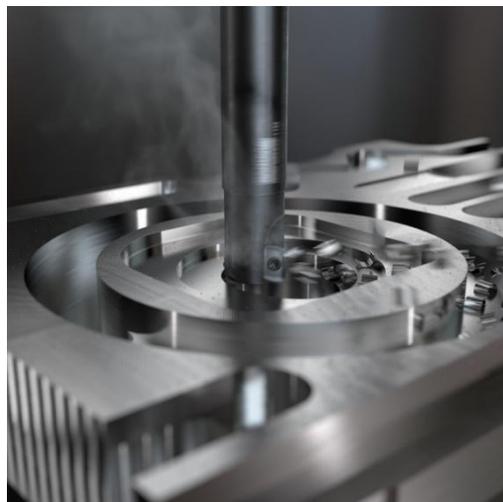


Figura 2.1 – Fresamento frontal com cabeçote fresador [Sandvik, 2018].

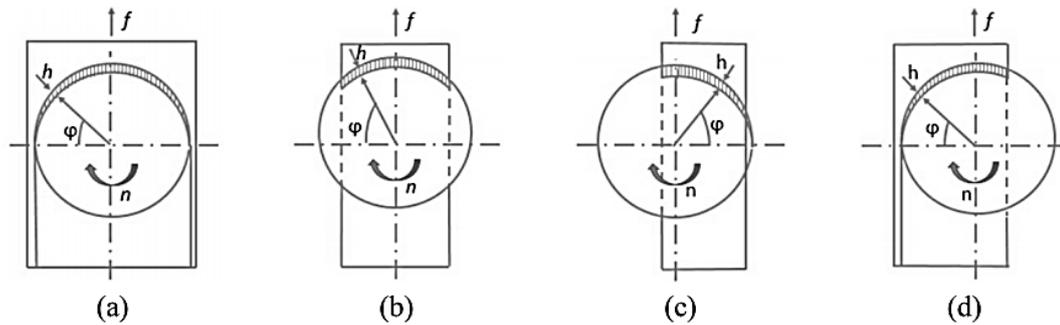


Figura 2.2 – Tipos de fresamento frontal: (a) simétrico; (b) simétrico comum; (c) assimétrico com toda superfície sendo fresada; (d) assimétrico [Adaptada de Diniz et al., 2013].

Observam-se as seguintes informações analisando a Figura 2.2:

- A espessura de corte (h) varia conforme o ângulo de contato do dente com a peça (φ);
- O corte concordante caracteriza-se por apresentar uma espessura máxima no início do corte, variando até uma espessura mínima (fresamento assimétrico, Figura 2.2c);
- No corte discordante, a espessura h é mínima no início do corte e varia até um valor máximo (fresamento assimétrico, Figura 2.2d);
- No corte combinado (fresamento simétrico, Figura 2.2a), o corte se inicia como discordante ($0^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$) e passa para concordante ($180^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$). Isso promove a variação da espessura de corte (h). Assim, os dentes ativos da fresa, em movimento circular da esquerda para a direita, variam do corte discordante para concordante.

No fresamento discordante (Figura 2.3a), a espessura de corte aumenta continuamente de zero até um valor máximo. Neste caso, a aresta de corte é forçada para dentro da peça, aumentando o atrito devido ao contato direto do inserto com a superfície já encruada pela aresta que realizou o corte anterior. Este atrito afeta a deformação plástica, a morfologia do cavaco gerado e a vida útil das arestas de corte. Desta forma, a aresta de corte atinge um valor capaz de ultrapassar a tensão de ruptura do material da peça removendo-o da superfície usinada. Assim, durante a atuação de cada dente da fresa, as forças de usinagem tendem a empurrar a peça no sentido contrário ao movimento de avanço, o que contribui na eliminação das folgas presentes na máquina-ferramenta [Diniz et al., 2013; Sandvik Coromant, 2018].

Para Dib, 2013, o fresamento concordante (Figura 2.3b), em função da maior espessura do material removido ser no início do corte, a força resultante é máxima, reduzindo de forma proporcional as magnitudes das forças até o final do corte. Neste processo, as forças de usinagem tendem a empurrar a peça no sentido do movimento de avanço. Devido ao contato da aresta de corte iniciar o cisalhamento com espessura máxima, a aresta que esta

realizando o corte não entra em contato com a camada que já foi encruada pela aresta de corte anterior, reduzindo o atrito e a temperatura na região de corte.

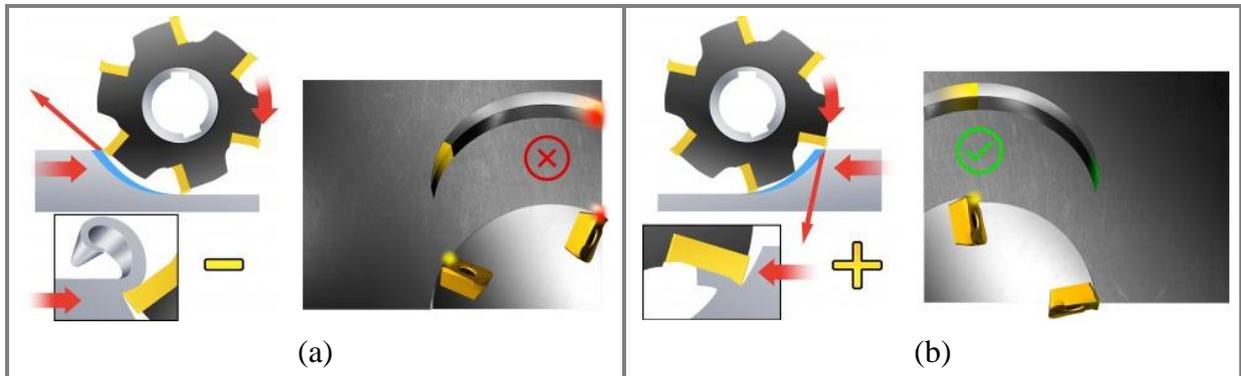


Figura 2.3 – Fresamento (a) discordante; (b) concordante [Sandvik, 2018].

A tecnologia na área do desenvolvimento de ferramentas para o fresamento frontal está avançada, uma vez que as geometrias dos insertos desenvolvidos para este fim possuem influência sobre o bom acabamento e alta produtividade. Os insertos intercambiáveis utilizados nos cabeçotes fresadores podem ser montados conforme a Figura 2.4.



Figura 2.4 – Cabeçote fresador e insertos intercambiáveis [Dormer Tools, 2018].

No fresamento frontal, alguns parâmetros (grandezas) precisam ser previamente definidos a fim de se obter uma combinação adequada ao bom acabamento e à alta produtividade. As principais grandezas do processo são de avanço, penetração e velocidade.

- **Grandezas de avanço:** resultam do movimento de avanço da ferramenta ou da peça (Figura 2.5). Avanço (f) é o percurso de avanço [mm] que a ferramenta completa em uma volta sobre o próprio eixo. Avanço por dente f_z é o percurso por dente [mm/dente] medido na direção de avanço que corresponde à distância entre as duas marcas consecutivas.

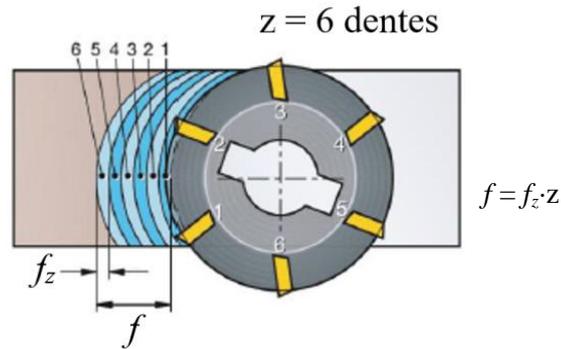


Figura 2.5 – Avanço por volta (f) e avanço por dente (f_z) [Adaptada de Sandvik, 2018].

- Grandezas de penetração: descrevem a relação de profundidade de material removido da peça (Figura 2.6). A profundidade de corte axial – ou profundidade de usinagem (a_p) corresponde à penetração da ferramenta em relação à peça, medida perpendicularmente ao plano de corte [mm]. A profundidade de corte radial – ou penetração de trabalho (a_e) determina a largura de penetração da ferramenta em relação à peça, medida no plano de trabalho e perpendicular à direção de avanço [mm]. No fresamento frontal, $a_e \gg a_p$.

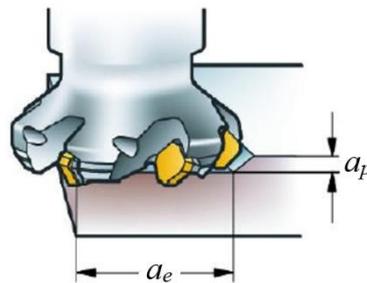


Figura 2.6 – Profundidades de corte axial (a_p) e radial (a_e) [Adaptada de Sandvik, 2018].

- Grandezas de velocidade: parâmetro que representa o deslocamento relativo entre ferramenta-peça em um determinado intervalo de tempo (Figura 2.7).

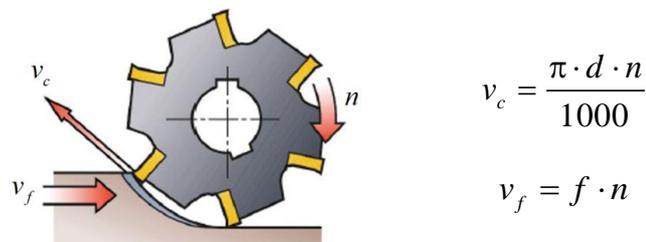


Figura 2.7 – Velocidades de corte (v_c) e de avanço (v_f) [Adaptada de Sandvik, 2018].

Na Figura 2.7, a velocidade de corte (v_c) corresponde à velocidade tangencial instantânea resultante da rotação (n) [rpm] da fresa com relação à peça [m/min]. A velocidade de avanço (v_f) representa a velocidade com que a fresa se desloca na direção de avanço com relação à peça [mm/min].

2.2 Aços inoxidáveis duplex

O aço inoxidável duplex (DSS – *Duplex Stainless Steel*) é uma liga com cromo (Cr), níquel (Ni) e molibdênio (Mo), original da família duplex (S32900) predominantemente ferrítica. A adição de nitrogênio (N) aumentou a quantidade de austenita para quase 50%, melhorando a tenacidade e as propriedades anticorrosivas a cloretos [Philip et al., 2015].

A origem dos DSS ocorreu na França por volta de 1933 devido a um erro de adição de elementos de liga na fusão de um aço inoxidável austenítico (ASS – *Austenitic Stainless Steel*) 18% Cr – 9% Ni – 2,5% Mo. O resultado foi uma composição química com alta fração volumétrica de ferrita em uma matriz austenítica [Morelo, 2014]. Com o passar do tempo, tornou-se clara a importância da utilização de limites estreitos na composição química dos DSS. A faixa de composição química definida para o S31803 foi considerada muito ampla. A experiência demonstrou que as faixas ideais de Cr, Mo e N aumentam a resistência à corrosão e restringem a formação de fases intermetálicas. Para isso ocorrer, a faixa de composição química ideal destes elementos químicos precisa ser mantida na metade superior do S31803. Um DSS com uma faixa de composição química mais estreita foi introduzido com denominação UNS S32205. A composição do S32205 é típica da produção comercial do *standard duplex* normalmente utilizado [IMOA, 2014].

A utilização dos DSS aumentou desde a década de 90 principalmente devido a seu custo quando comparados com os ASS, em função da menor quantidade de Ni. A diminuição desse elemento é compensada pela adição de N e manganês (Mn) [Snis e Olsson, 2008].

A tenacidade dos DSS encontra-se entre a dos ASS e a dos aços inoxidáveis ferríticos (FSS – *Ferritic Stainless Steel*). Assim, podem ser aplicadas seções mais finas de material em situações que necessitem uma maior resistência à corrosão [Silva e Mei, 1988; Modenesi, 2001]. Em seu estado recozido, os DSS são mais resistentes do que os ASS e os FSS (limite de escoamento entre 550 e 690 MPa). Porém, de acordo com a necessidade, é possível aumentar ainda mais a sua resistência mecânica, já que esse grupo pode ser endurecido por tratamento térmico. Além disso, pode-se aumentar a resistência à corrosão galvânica e por pite se for adicionado Mo em sua composição química [Davis, 1994].

Para serem considerados DSS, os aços necessitam ter um valor de resistência à corrosão por pite (PRE = *Pitting Resistance Equivalent*) superior a 20. A IMO, 2014, relaciona cinco tipos de DSS: *lean duplex* (PRE = 21-27), *lean duplex* com Mo (PRE = 27-34), *standard duplex* (PRE = 34-38), *super duplex* (PRE = 38-43) e *hiper duplex* (PRE = 49-53). Ao considerar os dois tipos de DSS em estudo, o UNS S32101 é um *lean duplex* (PRE = 26), enquanto que o UNS S32205 é um *standard duplex* (PRE = 35). Este último corresponde a mais de 60% do total de aplicações em DSS.

O UNS S32101 foi desenvolvido como alternativa aos austeníticos UNS S30403 (304L) e UNS S31603 (316L), cuja composição típica apresenta 21,5% Cr, 1,5% Ni e 0,3% Mo com adição de 5% Mn. Os DSS apresentam maior resistência mecânica que os ASS, o que propicia uma menor espessura de parede e seções transversais mais finas. Tais propriedades resultaram em menor peso e redução de custos em torno de 35% com material [Talus, 2013]. Além disso, a utilização do S32101 reduz os custos com usinagem, soldagem e manuseio aliados a uma maior resistência à corrosão, possibilitando a sua aplicação em diversas áreas como na engenharia civil, vasos de pressão e tanques de armazenamento de água em plantas de dessalinização [Snis e Olsson, 2008, Bergquist e Olsson, 2006].

O UNS S32205 apresenta uma microestrutura bifásica austenítica-ferrítica (cúbica de face centrada (CFC) e cúbica de corpo centrado (CCC), respectivamente) determinada, sobretudo pelos teores de ferro (Fe), Cr e Ni. Uma composição química típica tem 22% Cr, 5% Ni e 3% Mo com pequena adição de nitrogênio (N). Ainda podem ser adicionados cobre (Cu), silício (Si) e tungstênio (W) para controlar o balanço estrutural e conferir características melhoradas de resistência à corrosão por pites e em frestas induzidas por cloretos. A alta resistência à corrosão está associada ao alto teor de Cr, que é benéfico em ácidos oxidantes, juntamente com Mo e Ni suficientes para oferecer resistência adequada em ambientes ácidos [ASM, 2005, IMO, 2014].

2.2.1 Corrosão por pite

A corrosão por pite é caracterizada pela geração de pequenos furos por corrosão localizados na superfície onde microcavidades se formam, gerando pequenos “poços localizados”. Estes furos possuem diâmetros pequenos e profundos, pois são descontinuidades localizadas provocadas pelo contato do metal com ambientes agressivos. Um dos mais efetivos para esse fim é o meio íon cloreto, já que causa uma alteração na curva de polarização anódica, sendo um dos tipos de corrosão mais destrutivos e perigosos. Os

subprodutos gerados pela corrosão por pite dificultam a visualização dos “poços localizados”. Estimar e comparar a extensão dos pites é complexo devido à variação entre a profundidade do furo ao número de microcavidades que podem ocorrer em uma mesma condição [Hassiotis e Petropoulos, 2006, Ancelmo, 2013].

Em componentes expostos à corrosão, 25% das ocorrências de falhas estão associadas com a corrosão por pite. A Figura 2.8 mostra a distribuição percentual das causas de corrosão em aços inoxidáveis que podem ser ocasionados por processos de usinagem [Roberge, 2000].

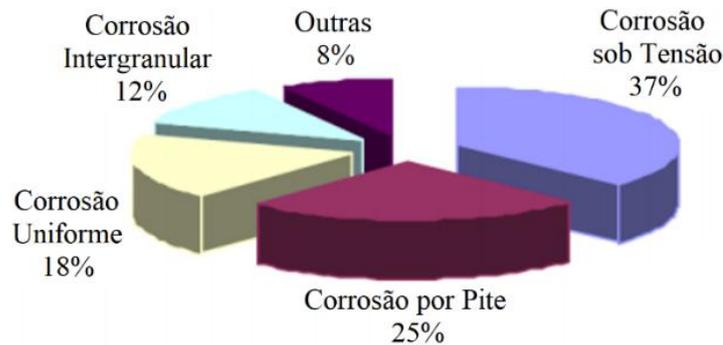


Figura 2.8 – Comparação entre os tipos de corrosão [Adaptada de Roberge, 2000].

Dentre os fatores que influenciam na corrosão por pite, o acabamento da superfície é o que depende significativamente do processo de usinagem [Hassiotis e Petropoulos, 2006].

Existem algumas alternativas para aumentar a resistência à corrosão por pite nos DSS. Durante as etapas do processo de fabricação do material é possível adicionar alguns elementos de liga que auxiliam no aumento das propriedades anticorrosivas, os quais afetam diretamente a usinabilidade destes materiais. Estas ações exigem maior potência de usinagem (altas forças), reduzindo a vida útil das ferramentas devido ao seu rápido desgaste [IMO, 2014].

2.2.2 Usinabilidade do aço inoxidável duplex

A orientação e o grau de irregularidades oriundos do processo de usinagem estão diretamente associados aos parâmetros de corte. Estes parâmetros também influenciam no desgaste acelerado da aresta de corte, vibrações na ferramenta ou na máquina-ferramenta e deformação plástica sofrida pelo processo de cisalhamento do material. O potencial de formação de pite em uma superfície pode ser reduzido drasticamente com a obtenção de uma superfície lisa, livre de pequenas depressões localizadas [Gravalos, 2008].

Os processos de usinagem induzem perfis ranhurados na superfície devido à interação entre ferramenta e peça. Esta interação, quando mal planejada pode gerar uma textura que é

inadequada quando exposta a ambientes corrosivos, pois causam uma redução da vida em fadiga do componente em função de um maior número de concentradores de tensões. Superfícies usinadas pelo processo de polimento são preferíveis às usinadas pelo fresamento. Porém, o polimento em componentes de grande porte apresenta dificuldades do ponto de vista prático, além de ser dispendioso [Jebaraj et al., 2017].

Investigar a textura da superfície do DSS é uma área de pesquisa muito abrangente, tendo em vista que existem poucos estudos sobre os parâmetros de usinagem adequados para este material. Além da corrosão, as especificações da textura da superfície usinada, assim como as características topográficas da mesma, também podem influenciar vários fatores, como: resistência à fadiga, resistência à corrosão, tensões residuais, microdureza, estrutura cristalográfica, propriedades físico-químicas, entre outros [Petropoulos et al., 2010].

IMO, 2014, cita que, em função da sua composição química e da sua microestrutura, os aços inoxidáveis possuem diferentes características de usinabilidade. A Figura 2.9 apresenta a comparação entre os principais aços inoxidáveis utilizados atualmente.

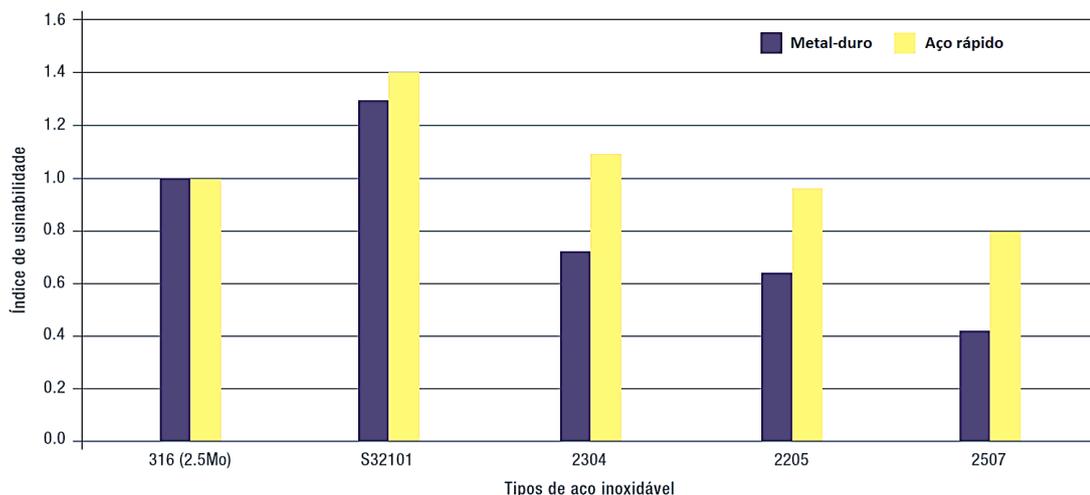


Figura 2.9 – Usinabilidade relativa dos principais aços inoxidáveis duplex em comparação ao 316 (2,5% Mo) com ferramentas de aço rápido e metal-duro [Adaptada de IMO, 2014].

A adição de certos elementos de liga ao DSS pode auxiliar na redução da resistência do material ao cisalhamento. Por exemplo, o enxofre (S) combinado com Mn forma partículas de sulfeto de manganês (MnS) que facilitam a quebra do cavaco, além de reduzir o atrito na interface cavaco-ferramenta. Em aços de média e alta liga, sem MnS, a geração de calor é alta, contribuindo para o aumento da taxa de desgaste das ferramentas [IMO, 2014].

Para exemplificar isso, Bergquist e Olsson, 2006, compararam a vida útil de ferramentas de metal-duro com revestimento no fresamento de DSS (2101 e 2205) e ASS

(304L e 316L). Com velocidade de corte de 150 m/min, a vida foi de 18 min para o 2101, 12 min para o 304L, 9 min para o 316L e 8 min para o 2205.

2.3 Formação de cavacos

A investigação de fatores associados à composição química, microestrutura, dureza, características de tensão e deformação é importante devido à influência destas variáveis sobre a usinabilidade dos metais [Machado et al., 2015]

Como supracitado, a austenita e ferrita compõem a estrutura bifásica dos DSS. Esta característica microestrutural possui certa influência nas vibrações durante o corte do material. Assim, a estabilidade da usinagem afeta diretamente a vida da ferramenta e a qualidade da superfície usinada, bem como a formação do cavaco também é afetada pela distribuição aleatória dessa estrutura durante a usinagem [Bordinassi, 2006]. Para ilustrar, a Figura 2.10 mostra imagens da microestrutura do cavaco obtida após o fresamento frontal simétrico (corte combinado) do aço inoxidável duplex UNS S31803 utilizando $v_c = 160$ m/min e $f_z = 0,1$ mm/dente e $a_p = 1$ mm. Os contornos mais escuros indicam a ferrita e as regiões mais claras a austenita.

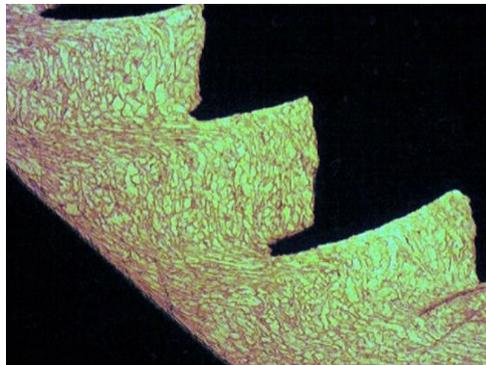


Figura 2.10 – Microestrutura do cavaco obtida após usinagem do UNS S31803 com ampliação 400x e ataque com o reagente Flick [Raymundo et al., 2014].

A Figura 2.10 detalha as questões relacionadas à usinabilidade do S32205. A tensão de escoamento, normalmente duas vezes maior que a apresentada pelos austeníticos, associada com a alta resistência à tração, promove a formação de cavacos resistentes e abrasivos para as ferramentas, principalmente nas superfícies de saída [Sandvik, 2010].

Diferentes autores estudaram a formação de cavacos e as técnicas de análises dos mesmos na usinagem de aços inoxidáveis.

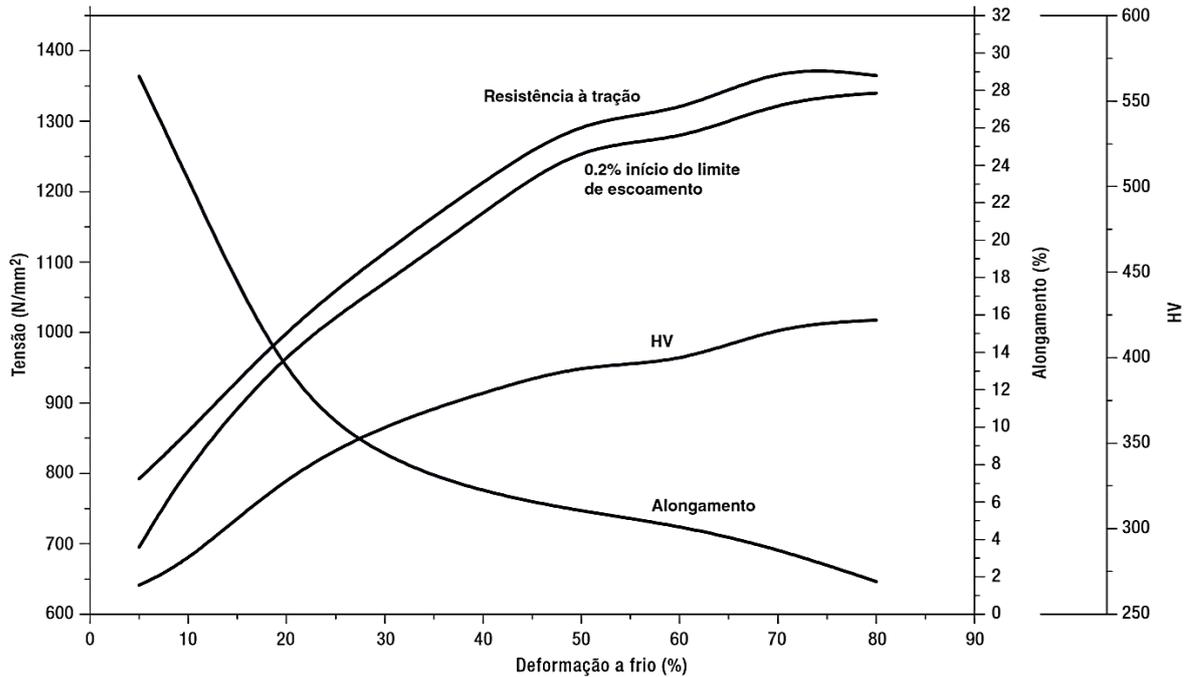


Figura 2.11 – Efeito da deformação a frio nas propriedades mecânicas do UNS S32205 [Adaptada de IMO, 2014].

Raymundo et al., 2014, fresaram o DSS UNS S31803 com insertos de metal-duro com revestimento por deposição física de vapor (PVD). Utilizaram fluido de corte e variaram v_c , f_z e a_p . Concluíram que o aumento de f_z afetou a geometria e o tamanho do cavaco; mesmo utilizando a mesma v_c (160 m/min) e o mesmo a_p (1 mm), o cavaco passou de helicoidal para em lascas (Figura 2.12).

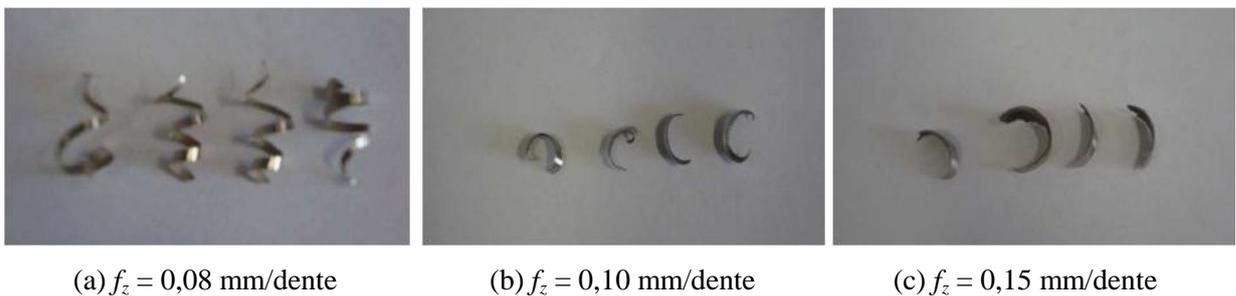


Figura 2.12 – Tipos de cavacos obtidos em função do avanço por dente (ampliação 20x) [Adaptada de Raymundo et al., 2014].

Gouveia et al., 2016, analisaram o fresamento frontal e tangencial do DSS UNS J93372 com fluido de corte em abundância e com fresas de aço rápido revestidas (TiAlN e AlCrN) e diferentes números de arestas de corte ($z = 2, 3$ e 4). Através do microscópio

eletrônico de varredura (MEV), constataram que o cavaco gerado pela fresa com $z = 3$ apresentou aspecto irregular e bordas deformadas (recortadas), indicando maiores forças para sua quebra. O mesmo não ocorreu no cavaco provindo da fresa com $z = 2$, o qual apresentou uma zona de esmagamento com estrias mais espaçadas, indicando menor atrito no corte.

Barbosa, 2014, analisou o torneamento a seco de três classes de aços inoxidáveis (austenítico, martensítico e duplex). O autor realizou a metalografia, ensaios de compressão, forças de usinagem com variação da velocidade de corte e avanço; no cavaco, analisou: microdureza, espessura, morfologia, análise da superfície com MEV e distância das bandas de cisalhamento. Dentre tantas conclusões, o autor relata que as estruturas com mais planos de deslizamento apresentam maiores níveis de encruamento, pois se deformam mais e que o encruamento só é influenciado pela estrutura do material.

2.4 Forças de usinagem

Uma das formas de avaliar economicamente um processo de fresamento frontal é através do conhecimento das componentes ortogonais da força de usinagem. O entendimento destas grandezas auxilia no conhecimento acerca da potência necessária ao corte e das forças atuantes nos elementos da máquina operatriz. Além disso, apresenta relação com os desgastes das ferramentas de corte e com os demais fenômenos associados à formação do cavaco. Estas informações permitem também avaliar a usinabilidade dos materiais [Machado et al., 2015].

As zonas de cisalhamento (primária e secundária) e a resistência do material nestes planos são dois fatores que podem ter influência direta sobre as forças. Logo, baseando-se nestes dois efeitos, qualquer parâmetro pode ser avaliado [Trent, 2000]. Para Santos e Sales, 2007, estão diretamente relacionados com estes efeitos: o material da peça e da ferramenta de corte, geometria do inserto utilizado e a presença ou não de meio lubrificante.

Conforme Sória, 2016, as três componentes da força de usinagem (F_U) podem ser calculadas a partir da determinação da área da seção transversal de corte [$a_p f_z \text{sen}(\varphi)$] em função do ângulo de contato da ferramenta com a peça (φ) e das pressões específicas de corte nas três direções (K_r , K_t e K_a). Assim, as três componentes são: força radial (F_r), força tangencial (F_t) e força axial (F_a), indicadas na Figura 2.13. Conforme mostra a figura, certos cálculos geométricos são necessários para decompor as forças ortogonais F_x , F_y e F_z nas direções radial, tangencial e axial. As Equações 2.1, 2.2 e 2.3 apresentam essas relações.

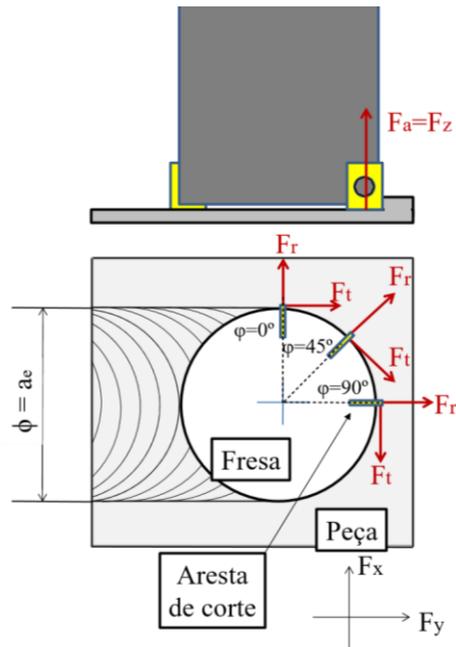


Figura 2.13 – Componentes da força no fresamento frontal [Sória, 2016].

$$F_x = -F_t \cos(\varphi) - F_r \sin(\varphi) \quad (2.1)$$

$$F_y = F_t \sin(\varphi) - F_r \cos(\varphi) \quad (2.2)$$

$$F_z = F_a \quad (2.3)$$

A força de usinagem (F_U) pode então ser calculada pela Equação 2.4.

$$F_U = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} = \sqrt{F_t^2 + F_r^2 + F_a^2} \quad (2.4)$$

Para exemplificar a influência dos parâmetros de corte no fresamento a seco do aço inoxidável superduplex (SDSS – *Super Duplex Stainless Steel*) ASTM A995 5A (UNS J93404), Selvaraj, 2017, investigou os efeitos destas variáveis na força de corte (F_c)² através da técnica de Taguchi. Neste estudo, foram variadas a velocidade de avanço (v_f), a rotação (n) e a profundidade de corte axial (a_p) em três níveis. A Análise de Variância (ANOVA) revelou que v_f , n e a_p influenciaram a força de corte em cerca de 46%, 27% e 21%, respectivamente. Alta n , combinada com baixa v_f e baixa a_p resultou na menor F_c (ideal).

² O trabalho não menciona como a força de corte foi mensurada.

2.5 Textura da superfície usinada

O perfil de uma superfície é composto pela combinação de erros de forma e textura, como mostra a Figura 2.14. Os erros de forma são representados por variações macro na superfície em relação às definidas em projeto. A textura engloba desvios inferiores aos erros de forma, ou seja, rugosidades, ondulações, marcas e falhas [Kalpakjian e Schmid, 2010].

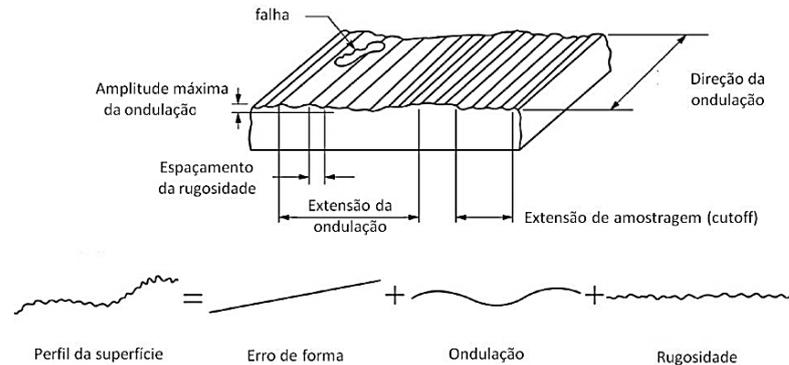


Figura 2.14 – Terminologia e simbologia padrão para descrição do perfil de uma superfície [Adaptada de Kalpakjian e Schmid, 2010].

- **Rugosidade:** finas irregularidades resultantes da ação inerente do processo de produção, semelhante às marcas de avanço produzidas na usinagem.
- **Ondulações:** irregularidades da superfície usinada cujos espaçamentos são maiores que o comprimento de amostragem (l_e); estas são resultantes de fatores como vibração e deflexões da ferramenta e/ou peça; além disso, a amplitude das ondulações é influenciada pela profundidade de corte.
- **Marcas:** indicam a direção predominante das irregularidades. Dependem da orientação da peça e da ferramenta na máquina, assim como do movimento relativo entre ambas.
- **Falhas:** interrupções não intencionais, inesperadas e indesejadas na topografia da superfície de um componente. Podem ser causadas por defeitos como: bolhas, inclusões, trincas, ou mesmo surgir durante o processo de usinagem.

De acordo com Machado et al., 2015, a rugosidade gerada pelo processo de usinagem é menor (o acabamento é melhor) quando:

- as deflexões geradas por esforços de corte ou vibrações são pequenas;
- o raio de ponta da ferramenta de corte for grande;
- a ferramenta e a peça estão corretamente posicionadas e centradas;
- o material da peça é inerentemente puro, livre de defeitos;

- eixo principal da máquina alinhado corretamente e as guias não apresentam desgastes;
- o corte ocorre sem a formação de aresta postiça de corte (APC).

A rugosidade média (R_a) pode ser definida pela análise da média dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de medição (l_m) em relação à linha média do perfil primário [Petropoulos et al., 2010]. Este parâmetro é amplamente utilizado no controle da produção seriada de peças que exijam pouca responsabilidade mecânica, ou seja, peças que possuam apenas fins estéticos. No processo de fresamento, seu perfil apresenta sulcos de usinagem bem uniformes e padronizados, tornando-se um parâmetro de fácil medição [Tavares, 2012]. A Figura 2.15 apresenta como é determinado o parâmetro R_a .

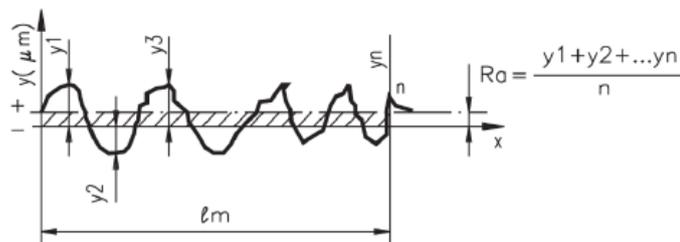


Figura 2.15 – Definição do parâmetro de rugosidade média [Adaptada de Tavares, 2012].

A rugosidade média parcial (R_z) é o parâmetro comumente 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 de rugosidade periódico e conhecido. Na representação gráfica pela Figura 2.16, “ Z_i ” corresponde à distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo em cada comprimento de amostragem (l_e), enquanto que R_z corresponde à média aritmética dos “i” valores de rugosidade parcial “ Z_i ” [Tavares, 2012].

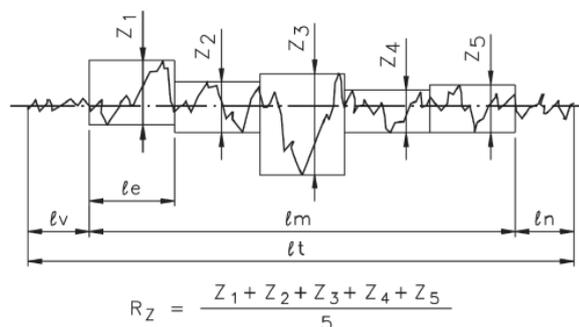


Figura 2.16 – Definição da rugosidade média parcial [Adaptada de Tavares, 2012].

Para Yamane et al., 2017, existem diversos trabalhos relacionados à análise da superfície usinada, onde os autores apresentam as principais vantagens e desvantagens dos

parâmetros de rugosidade analisados por diferentes métodos estatísticos. Nos trabalhos foram apresentados alguns parâmetros que representam os perfis de rugosidade além dos citados:

- Rugosidade média quadrática ou RMS (R_q): analisa superfícies onde a detecção de picos e vales se torna importante mesmo quando estes aparecem ao acaso. Neste, evidencia-os mais que R_a , pois eleva o erro ao quadrado, acentuando-o.
- Rugosidade máxima (R_y): define o maior valor dentre todos os “ Z_i ” no comprimento de medição (l_m).
- Rugosidade total (R_t): determina a distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo em todo o comprimento de medição (l_m), independente de “ Z_i ”.

2.6 Integridade da superfície usinada

A qualidade de uma superfície é avaliada não apenas pela sua textura. A integridade da superfície é um fator importante que precisa ser levada em consideração na obtenção de uma superfície com qualidade. O estudo da superfície não pode se limitar a apenas analisar topografias ou rugosidades. Petropoulos et al., 2010, explicam que os avanços tecnológicos pós revolução industrial geraram um aumento na exigência da qualidade das superfícies dos produtos. Hoje, a demanda é cada vez maior por peças com precisão dimensional e propriedades metalúrgicas adequadas, sempre visando atender as solicitações de esforços mecânicos, garantindo durabilidade e eficiência dos projetos de engenharia.

Modificações metalúrgicas ocorrem nas proximidades da superfície usinada devido aos esforços mecânicos e às altas temperaturas em função da ação da ferramenta de corte utilizada no processo. Estas alterações (deformação plástica, rebarbas, microdureza, trincas, tensões residuais, recristalização, transformação de fases) distinguem a integridade do componente [Farias, 2009; Machado et al., 2015].

Machado et al., 2015, explicam que diferentes técnicas podem ser usadas para avaliar a influência de uma operação (ou dos parâmetros) de corte sobre as propriedades e sobre o desempenho em serviço de um componente usinado. Tais técnicas geralmente são agrupadas em destrutivas e não destrutivas. Algumas são de fácil execução e baixo custo (p. ex. inspeção visual por microscopia óptica, medição de dureza, análise metalográfica, líquido penetrante etc.). Outras são demoradas e de alto custo, sendo recomendadas apenas em investigações avançadas, quando as anteriores não possibilitarem a obtenção das informações requeridas (p. ex. difratometria por raios-X e ensaios de fadiga).

2.6.1 Tensões residuais

As tensões existentes em um corpo sólido que não está submetido a forças externas são conhecidas como tensões residuais. Estas tensões podem ser provocadas por mecanismos térmicos, mecânicos ou químicos. Quando o somatório de forças existentes e dos momentos produzidos é igual à zero, este sistema de tensões residuais encontra-se em equilíbrio [Lu, 2005]. O limite de escoamento do material é o valor máximo em módulo que as tensões residuais podem chegar. Quando este material sofrer a ação de forças externas, somadas as tensões residuais existentes neste corpo sólido, o valor máximo do módulo de tensão residual pode ultrapassar o valor do limite de escoamento desse material, causando a ruptura do componente [Do Carmo, 2006].

As tensões residuais trativas são indesejáveis, pois intensificam o potencial de falha, facilitando a nucleação e a propagação de trincas nos componentes. Assim, é importante induzir tensões residuais compressivas, as quais possibilitam um aumento da resistência à fadiga aumentando a vida útil do componente. Logo, a resistência à fadiga depende do sentido, da intensidade e da distribuição das tensões residuais em relação ao carregamento aplicado em serviço [Oliveira, 2011].

As tensões residuais podem ser classificadas de acordo com a sua magnitude, ou seja, macroscópicas (macro tensões) ou microscópicas (micro tensões). Quando comparadas com o tamanho do grão do material, as tensões macroscópicas são aquelas que se estendem por grandes porções volumétricas. Muitos processos podem desenvolver este tipo de tensão residual, tais como: processos mecânicos (conformação e usinagem), processos térmicos (soldagem e tratamentos térmicos) e processos químicos (oxidação e corrosão). Tais processos provocam a deformação mais uniforme na maioria dos grãos [Silva, 1999].

Através dos processos de usinagem, é possível produzir tensões residuais trativas ou gradientes de tensões residuais, os quais não são desejáveis. O fresamento pode perfeitamente produzir este tipo de tensão residual, pois é um processo mecânico que gera uma deformação plástica não uniforme na superfície usinada. Contudo, uma alternativa para solucionar esta imperfeição é o processo de tratamento de superfície, que é aplicado após o processo de usinagem visando a geração de tensões compressivas [Brien, 2000].

Alguns autores estudaram a influência das variáveis de entrada do processo de fresamento sobre a geração de tensões residuais nas superfícies usinadas.

Chevrier et al, 2003, realizaram o fresamento do aço baixa liga 42CD4 em altas velocidades de corte. A rugosidade e as tensões residuais foram avaliadas com o intuito de

comparar os efeitos da profundidade axial de corte (a_p) no acabamento da superfície fresada, com níveis variando de 1 a 4 mm. A amostra usinada com $a_p = 4$ mm apresentou os maiores valores de rugosidade. Na faixa de $a_p = 1 \sim 3,5$ mm, diferentes gradientes de tensões residuais foram encontrados. Todos os resultados mostraram tensões trativas geradas próximas à superfície fresada e tensões compressivas na subsuperfície. Concluíram que as tensões residuais trativas foram geradas pelas altas temperaturas geradas no processo de corte.

Liang e Su, 2007, realizaram a investigação de tensões residuais no fresamento dos aços AISI 4340 e AISI 316L. No estudo, oito amostras em diferentes casos foram analisadas gerando perfis de distribuição de tensão residual através da variação do avanço (f), da profundidade axial de corte (a_p) e do raio de arredondamento da aresta (r_ω). Concluíram que quanto maior for r_ω , maior é o valor da tensão compressiva. Pela visão dos autores, este comportamento acontece devido à maior área de contato entre a aresta de corte e a superfície da peça usinada. Outra conclusão importante é que com o aumento de f , têm-se maiores tensões residuais compressivas na camada subsuperficial da amostra. Existe similaridade entre os perfis de tensão residuais medidos experimentalmente e determinados analiticamente.

2.7 Projeto e análise de experimentos

O projeto de experimentos (DOE – *Design of Experiments*) é uma ferramenta estatística que facilita a estrutura de uma sequência de testes. Esta metodologia busca uma otimização do planejamento, execução, análise dos dados, além de reduzir custos com tempo e recursos possibilitando alcançar de forma eficaz os objetivos estabelecidos inicialmente [Hackenhaar, 2016]. Para um bom DOE, é preciso que os envolvidos tenham uma ideia clara do objetivo da experimentação, determinando exatamente quais fatores devem ser estudados, como essa deve ser conduzida, e pelo menos uma compreensão de como os dados serão analisados [Montgomery, 2004].

Neste contexto, a seguinte nomenclatura caracteriza um DOE [Hackenhaar, 2016]:

- Parâmetros do processo: todas as variáveis que possuem efeito sobre as variáveis de resposta e que podem ser alteradas.
- Fatores controláveis: parâmetros que podem ser analisados (estudados) em vários níveis de resposta do experimento.
- Fatores constantes: parâmetros que são mantidos constantes e que não são avaliados no experimento.

- Fatores não controláveis (ruído): são variáveis que são responsáveis pelo erro do experimento, não são controláveis, mas podem influenciar no desempenho do sistema.

Quando existem vários fatores de interesse a serem investigados ao mesmo instante, denomina-se este tipo de experimento como planejamento fatorial. Neste tipo de abordagem, são estudadas todas as combinações possíveis dos níveis de cada fator. O interesse é descobrir como a mudança no nível de cada fator, além de possíveis mudanças conjuntas, impacta na variável resposta em estudo [Barros et al., 2001].

De modo a gerar informações para as modelagens de resposta de interesse através de superfícies n-dimensionais, a Metodologia de Superfície de Resposta (RSM – *Response Surface Methodology*) envolve uma série de técnicas orientadas à análise de dados que são coletados nos experimentos previamente planejados [Montgomery, 2013]. A superfície de resposta faz uso da análise fatorial e análise de regressão visando determinar as condições ótimas de operação em determinadas situações [Dieter, 2000].

Alguns autores utilizaram a RSM para a determinação da combinação mais adequada dos parâmetros de corte em diferentes processos de usinagem. Philip et al., 2015, utilizaram RSM para analisar a influência dos parâmetros de usinagem (v_c, f e a_p) pelo fresamento frontal na rugosidade da superfície usinada do aço inoxidável duplex SAF 2205 (UNS S32205). Makadia e Nanavati, 2013, aplicaram RSM para investigar o efeito do avanço (f), raio de ponta da ferramenta (r_e), velocidade de corte (v_c) e profundidade de corte (a_p) na rugosidade gerada pelo torneamento do aço inoxidável AISI 410 (UNS S41000).

Em 1960, George E. P. Box e Donald Behnken desenvolveram um DOE que consiste em um projeto composto de três níveis fatoriais incompletos de segunda ordem. Este método rotacional ou quase rotacional associa uma resposta de superfície a um gráfico de contorno. Este foi denominado BBD (*Box-Behnken Design*) [Montgomery, 2013].

O BBD é um método que possibilita analisar os dados de forma confiável com um reduzido número de pontos experimentais (N) em relação a outros DOE. 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).

Após a seleção das variáveis e seus níveis, combinações aleatórias das variáveis de entrada 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 [Ferreira et al., 2007; Hackenhaar, 2016]. A Figura 2.17 ilustra geometricamente a combinação de $k = 3$ fatores em três níveis. Nota-se que o BBD é esférico, com todos os pontos (●) inscritos em

informa a significância estatística de cada fator de entrada (X), considerando como significativos os fatores que tenham seu valor atribuído inferior ao nível de significância estipulado (α) [Minitab, 2018].

O coeficiente de determinação (R^2) representa a porcentagem de variação na resposta que é explorada pelo modelo de regressão, enquanto que o coeficiente de determinação ajustado (R^2_{ajust}) é utilizado para verificar se existe ou não excesso de variáveis no modelo.

O R^2_{ajust} é um coeficiente modificado que considera o número de variáveis e o tamanho da amostra. Uma forma de análise é compará-lo com o valor de R^2 ; se esses valores forem muito diferentes, há excesso de variáveis no modelo. Para efeito de análise estatística, o valor de $R^2 \geq 70\%$ representa que o modelo é adequado [Montgomery, 2007]. Segundo Theil, 1978, na prática é aconselhável usar o R^2_{ajust} para a realização das análises e tomadas de decisão, pois R^2 tende a fornecer um quadro demasiadamente otimista do ajuste de regressão.

Certos trabalhos aplicaram BBD para determinar a combinação mais adequada dos fatores controláveis (parâmetros de corte) visando diferentes variáveis de resposta em processos de usinagem distintos:

Policena et al., 2018, investigaram a influência dos parâmetros de corte (v_c , f_z e a_p) utilizados no fresamento frontal de acabamento sobre a rugosidade do UNS S32205. Estas variáveis foram aleatorizadas através do BBD. O desempenho do par ferramenta-peça mostrou que o avanço por dente (f_z) foi o parâmetro mais significativo sobre o acabamento, resultando em $R_a = 0,18 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,30 \mu\text{m}$.

Carvalho, 2018, analisou o comportamento de um nanofluido na furação do ASS AISI 304. Nesta análise foram aplicados flocos de grafeno multicamadas dispersos em fluido de corte e aplicado em quantidade reduzida. Neste, o BBD possibilitou identificar os fatores significativos sobre os esforços de corte (força de avanço e momento torsor), rugosidade R_a e R_r , e desvios (dimensionais e de circularidade) na entrada e na saída do furo.

Manohar et al., 2013, investigou o conjunto de parâmetros de entrada do processo de torneamento da liga Inconel 718. Com o BBD, os autores realizaram a otimização do conjunto de parâmetros em relação aos utilizados inicialmente. O objetivo geral do estudo foi otimizar o processo para produzir maior taxa de remoção de material, melhor qualidade da superfície usinada e menores esforços de corte.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

O método baseia-se na análise comparativa do comportamento dos aços inoxidáveis duplex (UNS S32205 e UNS S32101) relativo aos esforços de corte, ao acabamento gerado e à formação do cavaco quando submetido às mesmas condições de operação.

O procedimento consistiu das seguintes etapas: (i) determinação das dimensões do corpo de prova e caracterização dos materiais; (ii) especificação da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte; (iii) descrição do método de aquisição de sinais de força; (iv) definição do procedimento de medição da rugosidade das amostras; (v) descrição das análises da morfologia e da microdureza dos cavacos; (vi) planejamento experimental.

3.1 Configuração do corpo de prova

Todos os corpos de prova foram definidos (realização de corte combinado) com dimensões iguais de 100 x 90 x 6 mm. Os quatro furos foram feitos para a sua fixação no dinamômetro piezelétrico. A Figura 3.1 apresenta as dimensões dos corpos de prova utilizados no experimento.

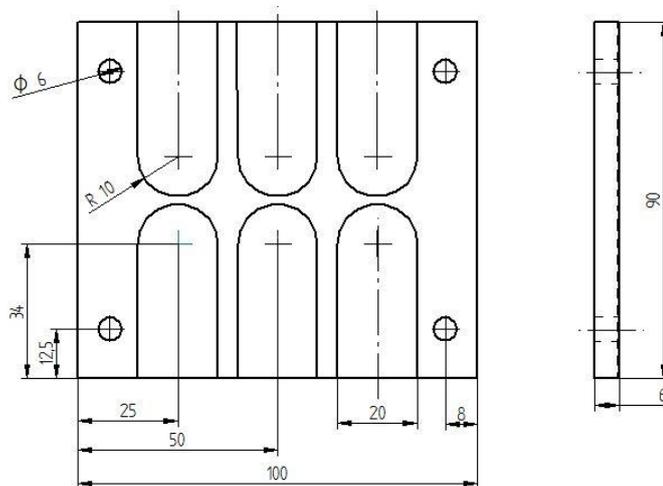


Figura 3.1 – Dimensões do corpo de prova.

A composição química das chapas dos aços inoxidáveis duplex fornecidos pela Outokumpu (Finlândia) Forta DX 2205 (UNS S32205) e Forta LDX 2101 (UNS S32101) foram obtidas a partir do espectrômetro de emissão atômica BRUKER Q2 ION disponível no Laboratório de Fundição (LAFUN-UFRGS) e comparadas com a norma ASTM A240/A240M-12. A Tabela 3.1 apresenta os resultados das análises realizadas.

Tabela 3.1– Composição química dos aços Forta LDX 2101 e DX 2205 (% massa).

DX 2205	C	Si	Cr	Ni	Mo	Mn	Cu	N	P	S
Medido	0,05	0,39	20,72	5,45	3,91	1,80	0,19	<0,005	0,024	0,012
ASTM A240/A240M-12	0,03 máx	1,00 máx	22,0- 23,5	4,50- 6,50	3,00- 3,50	2,00 máx	1,00 máx	0,14- 0,20	0,03 máx	0,02 máx

LDX 2101	C	Si	Cr	Ni	Mo	Mn	Cu	N	P	S
Medido	0,08	0,83	19,42	1,53	0,26	4,49	0,30	0	0,03	0,01
ASTM A240/A240M-12	0,04 máx	1,00 Máx	21,0- 22,0	1,35- 1,70	0,10- 0,80	4,00- 6,00	0,10- 0,80	0,20- 0,25	0,04 máx	0,03 máx

3.2 Caracterização da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte

Para o fresamento frontal das amostras, foi utilizado o centro de usinagem ROMI modelo Discovery 308 (Figura 3.2) disponível no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS-UFRGS). A máquina-ferramenta possui comando Mach 3, motor do eixo-árvore com potência máxima de 7,5 CV (5,5 kW) e rotação máxima disponível de 4000 rpm. Os cursos dos eixos x, y e z são, respectivamente, 450 mm, 310 mm e 410 mm. O magazine para troca de ferramentas tem capacidade para até oito unidades.



Figura 3.2 – Centro de usinagem Romi Discovery 308.

De acordo com Walter Tools, 2018, os insertos da classe ISO-M com dureza de até 200 HB são os mais indicados para a usinagem dos aços inoxidáveis em estudo. As principais informações técnicas fornecidas pelo fabricante sobre a ferramenta utilizada são:

- Cabeçote fresador Walter Tools Xtra-tec® modelo F4042R.W20.02 para dois insertos;

- Insertos Walter Tools Tiger-tec Silver[®] modelo ADMT10 classe WSM35 (metal-duro com cobertura PVD de TiAlN + Al₂O₃);
- Diâmetro nominal = 20 mm;
- Raio de ponta do inserto $r_\epsilon = 0,4$ mm;
- Velocidade de corte $v_c \geq 100$ m/min;
- Avanço por dente $f_z \leq 0,08$ mm/dente.

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

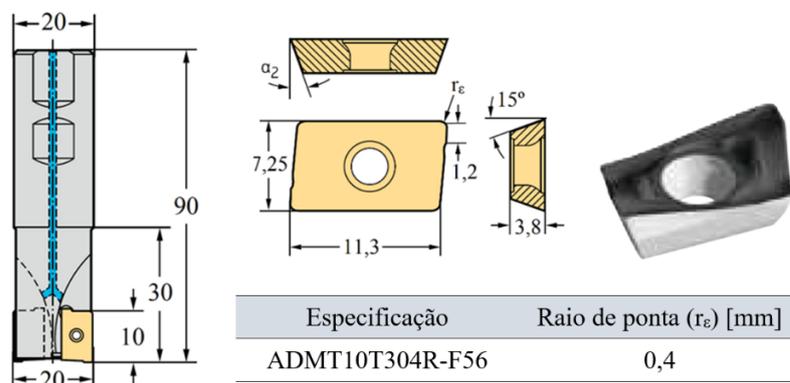


Figura 3.3 – Características do inserto e do cabeçote [Adaptada de Walter Tools, 2018].

O erro de batimento radial das ferramentas foi verificado na quina da fresa utilizando o relógio comparador Digimes, modelo 121.304, com resolução de 10 μm e exatidão de ± 15 μm , auxiliado por um suporte com base magnética (Figura 3.4). Os valores medidos ficaram próximos a 10 μm em todos os testes realizados. Este valor está dentro do intervalo recomendado pela norma ABNT NBR 6409, 1997 (abaixo de 40 μm).



Figura 3.4 – Verificação do erro de batimento radial da fresa com relógio comparador.

Vale mencionar que para o corte de cada material (DX 2205 e LDX 2101) foi utilizado um par de insertos novos.

3.3 Medição de sinais de força

A estrutura utilizada para adquirir os sinais de força está representada pela Figura 3.5.

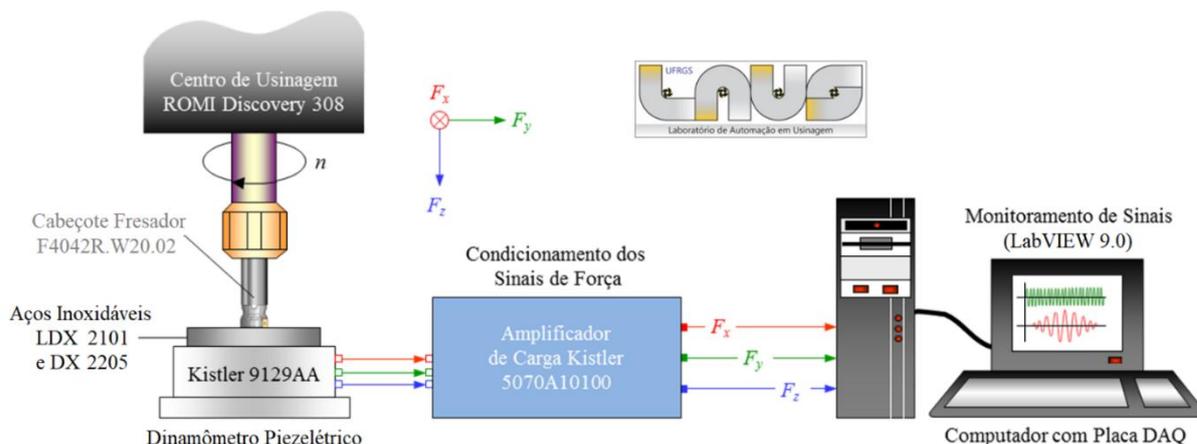


Figura 3.5 – Sistema de aquisição de sinais de força (cortesia do LAUS-UFRGS).

A aquisição dos sinais nas três direções ortogonais (direções x, y e z) foi realizada pelo dinamômetro piezelétrico KISTLER modelo 9129AA. Este dispositivo é composto por cristais de quartzo dispostos simetricamente, possibilitando a captação de sinais 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. Por um cabo, estes sinais são enviados a um amplificador de carga KISTLER modelo 5070A10100 para serem condicionados. Este equipamento filtra e amplifica o sinal analógico, transformando a carga elétrica (pC) em tensão elétrica (V) proporcional à força aplicada (N).

O sinal analógico de força (V) que sai do amplificador é captado por uma placa de aquisição de dados PCIM-DAS 1602/16 da MEASUREMENT COMPUTING, instalada em um microcomputador dedicado, que permite a captura de até 100 mil pontos por segundo (100 kS/s) em até oito entradas analógicas diferenciais com 16 bits de resolução.

Os sinais digitais das forças F_x , F_y e F_z são então processados através do software LabVIEW™ 9.0, que converte novamente os dados de força em newton (N). Para isto foi usada uma VI (*Virtual Instrument*) desenvolvida no LAUS para a coleta de dados e visualização dos sinais (domínio do tempo) durante o processo. A análise e o pós-processamento dos dados de força foram feitos utilizando o software Microsoft™ Excel.

A Figura 3.6 ilustra o sistema experimental composto pela plataforma piezométrica, pelo cabeçote fresador e pelo amplificador de carga.

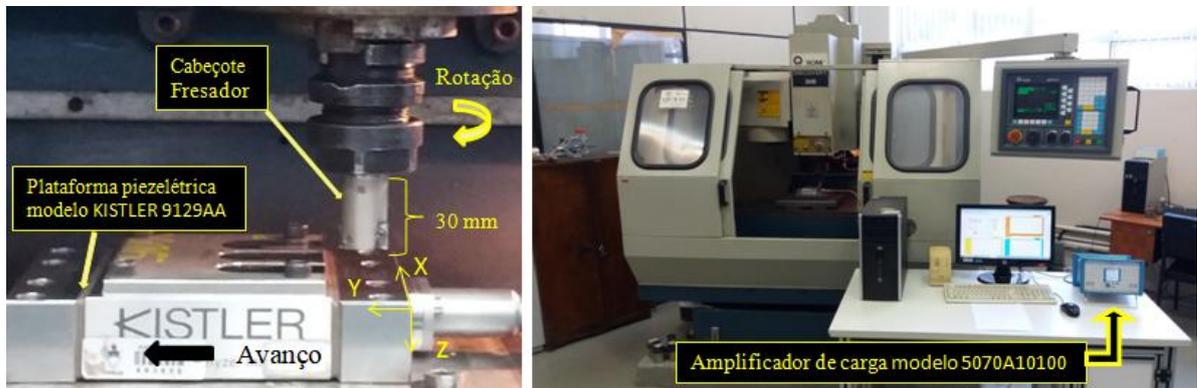


Figura 3.6 – Sistema experimental.

Nas análises das forças, em nenhum caso foram detalhados os mecanismos de desgaste e influências dos mesmos sobre as magnitudes das forças geradas em cada combinação.

3.3.1 Metodologia de aquisição dos dados de força

Optou-se por analisar os valores correspondentes de força somente durante a ocorrência do corte “em cheio”, ou seja, quando as duas arestas da fresa estão executando o corte e a área da seção transversal do cavaco permanece constante sem sofrer alterações.

A Figura 3.7 mostra o modelo de aquisição de sinal para efeito de comparação entre as amostras do experimento. Neste modelo, 32 mm é a distância (L) entre a posição inicial de operação do cabeçote fresador e o centro da região de corte “em cheio”.

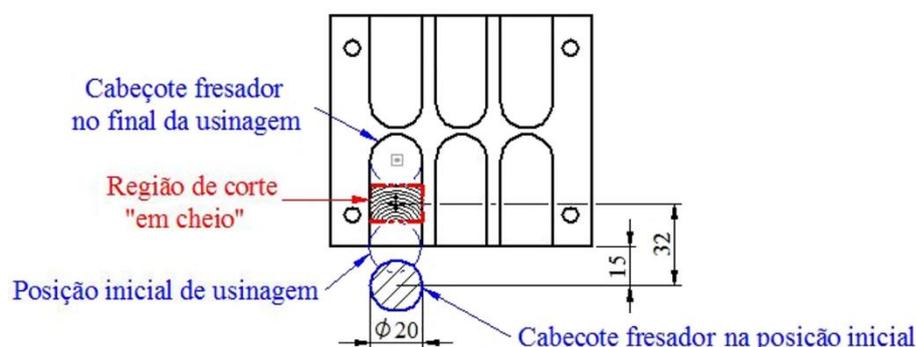


Figura 3.7 – Detalhamento da região de corte “em cheio” na amostra.

As componentes de força nas três direções ortogonais (F_x , F_y , F_z) geradas durante a usinagem em ambos os materiais (DX 2205 e LDX 2101) foram monitoradas durante todo o

experimento para verificação do comportamento nas diferentes combinações de fatores controláveis (v_c , f_z , a_p). Estas combinações foram determinadas pelo projeto de experimento Box-Behnken aplicado neste estudo.

A taxa de aquisição foi de 5000 pontos por segundo (5 kS/s ou 5 kHz) para todos os passes. Após a aquisição dos dados, com o objetivo de obter somente uma variável de saída, a força resultante ou força de usinagem (F_U) foi calculada com a Equação 2.4.

Gráficos foram gerados posteriormente utilizando o software Microsoft™ Excel para identificar o intervalo estável de amostragem para posterior coleta dos dados de força no mesmo ponto para todas as amostras. A Figura 3.8 apresenta o gráfico que ilustra tal intervalo pelo retângulo em vermelho.

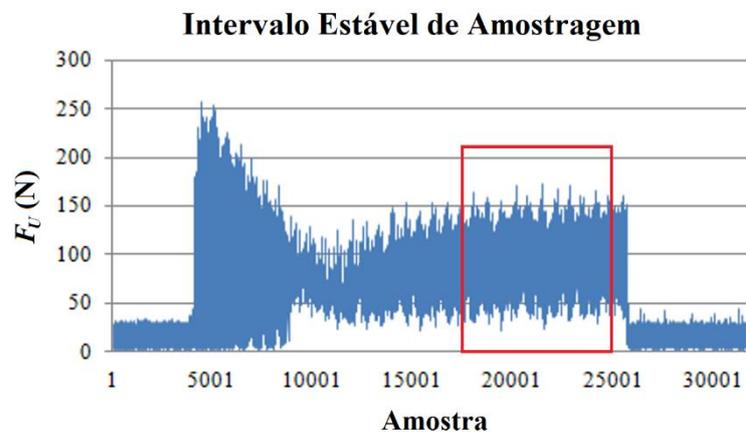


Figura 3.8 – Seleção do intervalo estável de amostragem.

O tempo de corte (t_c) foi determinado para cada combinação utilizando a Equação 3.1. Assim, para cada combinação de parâmetros, fora calculado um t_c em função do avanço por dente (f_z), número de arestas de corte do cabeçote fresador (z) e rotação (n).

$$t_c = \frac{L}{v_f} = \frac{60L}{f_z \cdot z \cdot n} \quad (3.1)$$

O tempo t_c correspondente a cada combinação foi multiplicado pela taxa de aquisição de 5 kHz. Isso determina, de acordo com a Equação 3.2, o número total de pontos da amostra (NTPa) que corresponde ao limite superior do intervalo de análise.

$$\text{NTPa} = 5000 t_c \quad (3.2)$$

Para realizar uma análise entre as condições de operação optou-se por comparar os sinais de força da usinagem (F_U) correspondentes a 10 rotações do cabeçote fresador

(intervalo de análise). O número de pontos por rotação (NPR) de cada condição foi calculado e na sequência, esta quantidade de pontos foi multiplicada por 10 (NPR10), conforme mostra a Equação 3.3.

$$\text{NPR10} = (\text{NPR}) \cdot 10 = \left(\frac{5000 \cdot 60}{n} \right) \cdot 10 = \frac{3000000}{n} \quad (3.3)$$

O número de pontos correspondente ao limite inferior do intervalo de análise (LIA) foi calculado pela Equação 3.4.

$$\text{LIA} = \text{NTPa} - \text{NPR10} \quad (3.4)$$

Uma sequência de cálculos dos pontos de análise foi gerada, possibilitando um melhor entendimento de quais pontos que foram coletados e analisados com o auxílio do software Microsoft™ Excel. Esta sequência encontra-se no Apêndice A.

A próxima etapa foi a determinação das parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem (F_U) de cada amostra. Os valores considerados para a determinação destas parcelas foram coletados dentro do intervalo de pontos de análise (IPA) correspondente a cada combinação de parâmetros (Tabela A.3).

A parcela μF_U representa o valor médio da força de usinagem para o intervalo estável de amostragem, enquanto que ΔF_U representa a flutuação da força. No caso, $\Delta F_U = \pm 1,96 \cdot \sigma$ (intervalo de confiança de 95%) onde σ é o desvio-padrão da força F_U para o mesmo intervalo. Assim, conforme Equação 3.5:

$$F_U = \mu F_U \pm \Delta F_U \quad (3.5)$$

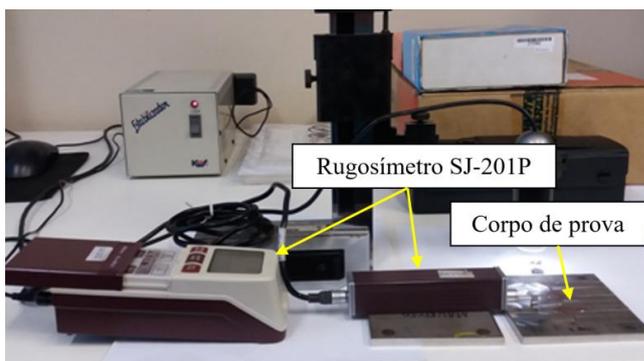
3.4 Medições de rugosidade

Os parâmetros de rugosidade estabelecidos para a análise do perfil da superfície usinada foram R_a e R_z . As aquisições dos perfis 2D e dos valores de R_a e R_z foram feitas através do rugosímetro portátil Mitutoyo modelo SJ-201P (Figura 3.9a). A resolução do rugosímetro é de 0,01 μm e a agulha do apalpador possui raio de ponta de 5 μm , com força de medição de 4 mN. O curso máximo para medição é de 12,5 mm e a velocidade de medição é de 0,25 a 0,50 mm/s [Mitutoyo, 2004]. Os dados do perfil de rugosidade foram captados pelo rugosímetro com auxílio de um cabo via conexão RS-232 ao computador com software dedicado (SJ Tools) de modo a analisar graficamente as características dos picos e vales gerados nas superfícies usinadas (passes) das peças.

As medições foram efetuadas em três pontos da amostra (desconsiderando as regiões instáveis de entrada e a saída da fresa). Nas análises foram utilizados os valores médios. O comprimento de amostragem (l_e) empregado foi de 0,8 mm e o comprimento de medição (l_m) foi de 4 mm. A norma ABNT NBR 4288, 2008, especifica que tais valores se aplicam para as faixas previstas de $0,1 \mu\text{m} \leq R_a \leq 2,0 \mu\text{m}$ e/ou $0,5 \mu\text{m} \leq R_z \leq 10 \mu\text{m}$, as quais abrangem todos os valores medidos nos experimentos.

Os perfis 3D da superfície usinada foram gerados com o auxílio do interferômetro óptico Bruker, modelo ContourGT-K 3D (Figura 3.9b), disponível no Laboratório de Tribologia (LATRIB- UFRGS). Na análise de interferometria, foi utilizada uma lente de 2,5 x que possui uma resolução lateral de 3,998 μm com zoom digital de 1 x. Na área da imagem captada por feixes de laser emitido pelo equipamento, ocorre a interferência das ondas e torna possível a medição da rugosidade da superfície. Para a captação de dados e visualização do perfil tridimensional, o aparelho é conectado ao software Vision 64. Esta configuração possibilita a aplicação de filtros e a retirada de diversas informações da amostra. No caso, foi realizada uma imagem única, no tamanho de 2559 μm no eixo x e 1919 μm no eixo y.

As imagens fotográficas da superfície usinada foram coletadas com o auxílio de um microscópio marca Zeiss®, modelo Axio Lab. A1, do Laboratório de Tribologia (LATRIB- UFRGS), equipado com uma câmera digital de resolução de 5 MP, lente de 2,5 mm e ampliação de 25x. A Figura 3.9 apresenta os equipamentos utilizados para a medição dos dados de rugosidade (parâmetros e perfis 2D/3D) das amostras.



(a) Medição da rugosidade



(b) Bruker ContourGT-K 3D
[Adaptada de Bruker, 2018]

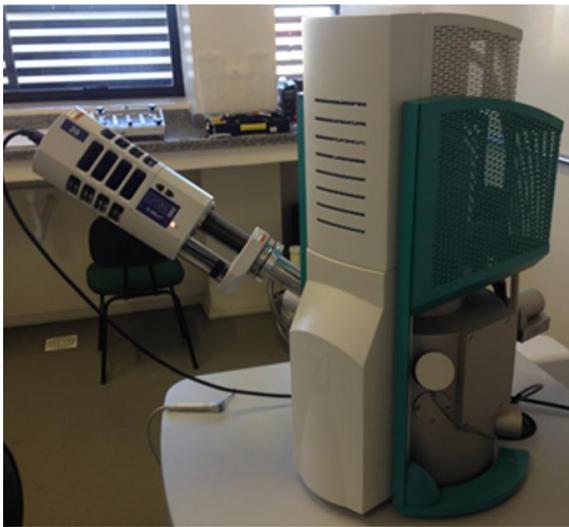
Figura 3.9 – Configuração experimental utilizada para a medição dos dados de rugosidade.

3.5 Análises de morfologia e microdureza dos cavacos

Realizou-se uma análise mais detalhada da morfologia em cada amostra de cavaco gerada. Esta investigação auxiliou no entendimento do comportamento dos vários fenômenos inerentes ao processo de usinagem destes materiais, bem como se identificou a influência da composição química nas características de usinagem de cada classe de aços inoxidáveis duplex (DX 2205 e LDX 2101).

A análise dos cavacos foi realizada em um microscópio eletrônico de varredura (MEV), marca TESCAN, modelo VEGA 3 LMU, do Parque Científico e Tecnológico da Universidade de Passo Fundo, RS (UPF Parque), Figura 3.10a.

A microdureza das chapas e dos cavacos foi medida em um microdurômetro SHIMADZU, modelo HMV-G 20ST. A carga aplicada foi de 0,1 kgf [$\cong 1$ N] em um tempo de 20 s na escala de dureza Vickers, com três indentações por amostra. As medições foram realizadas no Laboratório de Ensaios Mecânicos (UPF), Figura 3.10b.



(a) MEV TESCAN VEGA 3 LMU



(b) Microdurômetro SHIMADZU HMV-G 20ST

Figura 3.10 – Equipamentos para análise dos cavacos (cortesia da UPF).

3.6 Planejamento estatístico do experimento

Os intervalos dos parâmetros velocidade de corte (v_c) e avanço por dente (f_z) recomendado pelo fabricante do aço inoxidável DX 2205 [Outokumpu, 2018] para superfícies de acabamento são: ($v_c = 80 \sim 110$ m/min) e ($f_z = 0,1 \sim 0,2$ mm/dente). A profundidade de corte axial (a_p) foi determinada com base no raio do inserto ($r_\epsilon = 0,4$ mm), variando em 50% acima e 50% abaixo de r_ϵ , ou seja, $a_p = 0,2 \sim 0,6$ mm.

Apesar do fabricante do material recomendar parâmetros de usinagem mais elevados para a usinagem do LDX 2101 ($v_c = 200 \sim 250$ m/min), o fresamento do DX 2205 nestas condições não seria possível por se tratar de parâmetros muito severos para a usinagem deste material. Como o principal objetivo deste trabalho é a investigação e comparação do acabamento gerado entre ambos os materiais, optou-se por utilizar nas duas situações os parâmetros usinagem específicos para o fresamento de acabamento do DX 2205. Além disso, o fresamento frontal de ambos os materiais foi realizado a seco.

O projeto de experimentos Box-Behnken (BBD) foi aplicado para a aleatorização das combinações de parâmetros com vistas à realização dos quinze passes iniciais em cada material. As variáveis quantitativas do processo (v_c , f_z e a_p) são os três fatores controláveis (variáveis independentes de entrada) necessários para a composição do BBD. A Tabela 3.2 apresenta esses fatores, bem como os três níveis que serão avaliados [Outokumpu, 2018].

A Tabela 3.3 apresenta os níveis dos fatores principais aleatorizados através do (BBD) com o auxílio do software Minitab[®] 17.

Tabela 3.2 – Fatores controláveis e os níveis utilizados nos testes.

Fatores Controláveis	Níveis		
	-1	0	+1
v_c [m/min]	80	95	110
f_z [mm/dente]	0,05	0,125	0,2
a_p [mm]	0,2	0,4	0,6

Tabela 3.3 – Variáveis independentes aleatorizadas pelo BBD.

Amostras	Fatores Controláveis			Amostras	Fatores Controláveis		
	v_c [m/min]	f_z [mm/z]	a_p [mm]		v_c [m/min]	f_z [mm/z]	a_p [mm]
1	80	0,125	0,2	9	95	0,125	0,4
2	80	0,20	0,4	10	95	0,20	0,2
3	80	0,125	0,6	11	95	0,20	0,6
4	95	0,05	0,6	12	110	0,125	0,6
5	110	0,05	0,4	13	110	0,20	0,4
6	95	0,05	0,2	14	95	0,125	0,4
7	110	0,125	0,2	15	95	0,125	0,4
8	80	0,05	0,4				

Na busca de determinar as influências das variáveis independentes de entrada (v_c , f_z e a_p) em cada variável dependente de saída (força e rugosidade) para ambos os materiais, realizou-se uma análise de variância (ANOVA). Os valores médios mensurados em cada teste foram utilizados nas análises. Em todas as situações aplicou-se um intervalo de confiança de 95%, ou seja, para valores de alfa (α) menores que 5%, a variável de controle em questão foi considerada significativa na resposta. No caso, quanto menor for o valor-p, maior será a influência do parâmetro na resposta obtida. O Apêndice B e o Apêndice C apresentam as tabelas com as análises de variância realizadas para força e rugosidade, respectivamente.

Com auxílio do Minitab[®]17, determinaram-se os modelos de regressão e os gráficos comparativos entre os valores estimados e os observados pela experimentação. Esses modelos são equações polinomiais de segundo grau que representam matematicamente o comportamento destes gráficos. Para verificar se o modelo se ajusta aos dados, os coeficientes de determinação (R^2 e R^2_{ajust}) também foram encontrados para cada variável de resposta, assim como o desvio padrão (σ) de cada análise.

Gráficos de contorno foram gerados de modo a avaliar e possibilitar a comparação de maneira mais apurada sobre a influência dos fatores controláveis sobre as variáveis de resposta obtidas em cada situação. Por fim, com as equações de regressão e a determinação da combinação ótima dos fatores controláveis, a validação do modelo foi realizada, considerando-se mais seis passes (3 passes em cada material).

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados obtidos no fresamento frontal dos aços inoxidáveis duplex Forta DX 2205 e LDX 2101 serão apresentados, discutidos e comparados com relação a: (i) análise das forças de usinagem; (ii) análise das rugosidades da superfície usinada; (iii) análise dos cavacos gerados; (iv) testes de validação dos parâmetros otimizados.

4.1 Análise das forças de usinagem geradas no DX 2205 e LDX 2101

A Tabela 4.1 mostra os valores referentes às parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) das forças de usinagem (F_U) correspondentes aos aços inoxidáveis duplex DX 2205 e LDX 2101 para as 15 combinações determinadas pelo projeto de experimentos BBD, e a Figura 4.1 os gráficos de coluna correspondentes.

Tabela 4.1 – Valores de μF_U e ΔF_U gerados na usinagem dos aços DX 2205 e LDX 2101.

Sequência de passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variáveis de Resposta			
	v_c [m/min]	f_z [mm/z]	a_p [mm]	DX 2205		DX 2101	
				μF_U [N]	ΔF_U [N]	μF_U [N]	ΔF_U [N]
1	80	0,125	0,2	99	±59	64	±41
2	80	0,200	0,4	187	±105	158	±99
3	80	0,125	0,6	202	±132	180	±133
4	95	0,050	0,6	132	±64	100	±76
5	110	0,050	0,4	77	±92	70	±42
6	95	0,050	0,2	51	±26	45	±20
7	110	0,125	0,2	72	±49	47	±40
8	80	0,050	0,4	96	±83	65	±46
9	95	0,125	0,4	137	±65	117	±80
10	95	0,200	0,2	93	±57	88	±59
11	95	0,200	0,6	286	±160	258	±173
12	110	0,125	0,6	213	±148	189	±135
13	110	0,200	0,4	174	±110	142	±103
14	95	0,125	0,4	139	±92	115	±76
15	95	0,125	0,4	121	±104	120	±82

Pela Figura 4.1, percebe-se que a parcela estática da força de usinagem (μF_U) difere em amplitude para os dois tipos de materiais (DX 2205 e LDX 2101) em todas as situações. Este comportamento pode ser explicado pela diferença do percentual de elementos de liga existente na composição química de ambos os materiais. O UNS S32205 (DX 2205) tem

maior quantidade de Mo, que é amplamente utilizado na melhoria das condições de resistência a altas temperaturas, mas dificulta a usinabilidade. O Ni contribui para estabilizar a fase austenítica, melhorando a ductilidade e a resistência mecânica, mas também reduz a usinabilidade deste material [IMOA, 2014]. No UNS S32101 (LDX 2101), a adição de Mn permite a formação de MnS sob a forma de inclusões que, durante a formação do cavaco, deformam-se plasticamente, produzindo baixa resistência ao corte, o que reduz as forças de usinagem para este material [Machado et al., 2015]. Destaca-se que os teores de enxofre (S) presentes na composição química dos materiais em análise (DX 2205 e LDX 2101) não foram suficientes para a formação de sulfetos de manganês (MnS), o que contribuiu no aumento a resistência ao cisalhamento destes materiais.

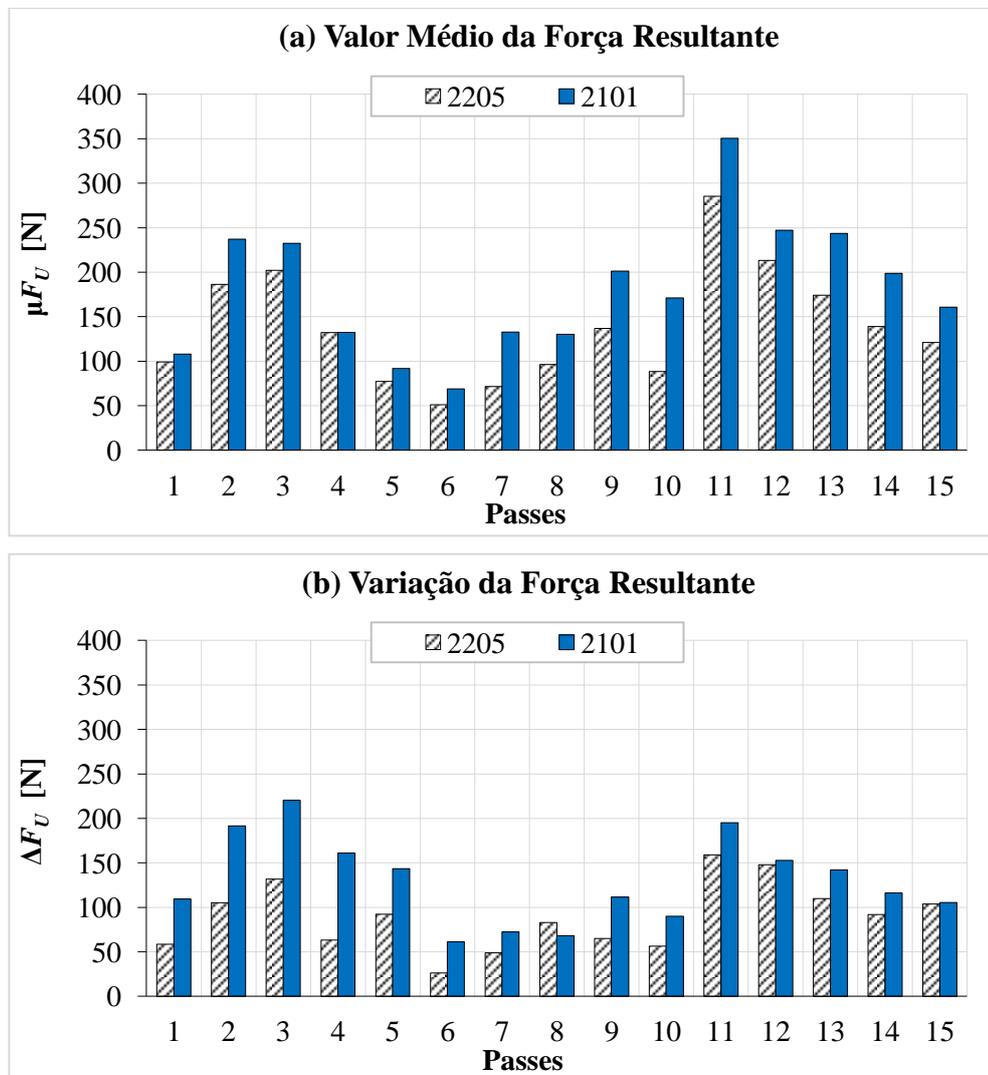


Figura 4.1 – Comportamento da força de usinagem.

Os menores valores de F_U obtidos na usinagem do DX 2205 e do LDX 2101 ocorreram no passe 6 (respectivamente 51 ± 26 N e 45 ± 20 N), enquanto os maiores foram no passe 11 (respectivamente 286 ± 160 N e 258 ± 173 N). No passe 6 tem-se uma menor seção transversal de corte ($f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,2$ mm). O contrário ocorre no passe 11, em que se tem os maiores valores de a_p (0,6 mm) e f_z (0,20 mm/dente). Além da composição química, os valores de força também estão associados com as pressões específicas de corte e com as áreas das seções transversal de corte, que atuam diretamente na formação dos cavacos.

Sória, 2016, salienta que em algumas combinações o acréscimo no valor de a_p torna o corte mais próximo de regiões instáveis, elevando dessa forma a flutuação da força (vibração). Menciona ainda que grandes variações dos valores da parcela dinâmica (ΔF_U) estão associadas a maiores instabilidades. Assim, quando os resultados representarem $\Delta F_U > \mu F_U$, o corte é realizado em regime instável, gerando vibrações que afetam a qualidade do experimento.

Na Figura 4.1, em nenhum caso a parcela dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem foi maior que a estática (μF_U), indicando que o processo atuou em regime estável de operação.

4.1.1 Análise estatística das parcelas estática e dinâmica das forças de usinagem

Com o objetivo de avaliar os efeitos lineares dos fatores independentes, efeitos quadráticos e de interações entre estes fatores sobre a resposta parcela estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) das forças de usinagem, uma análise de variância (ANOVA) foi realizada.

A Tabela 4.2 apresenta um resumo da ANOVA (reduzida) dos dados para ambos os corpos de prova (Maiores detalhes no Apêndice B). Nesta ANOVA encontram-se apenas os fatores controláveis que foram significativos e que tiveram certa contribuição sobre a resposta dentro de um intervalo de confiança de 95%. Demais fatores controláveis da análise que não foram significativos foram adicionados no termo do erro. A coluna “Prop [%]” indica a porcentagem de contribuição de cada termo do modelo em relação à soma total dos quadrados. A coluna “valor-p” representa os fatores significativos na resposta para $\alpha \leq 0,05$.

Destaca-se pela Tabela 4.2 que os fatores controláveis avanço por dente (f_z), profundidade axial de corte (a_p) e a interação entre estes fatores ($f_z \times a_p$) foram considerados significativos sobre a variável resposta (valor-p $\leq 0,05$) parcela estática da força de usinagem (μF_U) para ambos os materiais. Na parcela dinâmica da força de usinagem (ΔF_U), os fatores f_z e a_p foram significativos apenas para o DX 2205. Para o LDX 2101 todos os fatores que compõe a Tabela 4.2 foram significativos sobre a resposta com valor-p $\leq 0,05$.

Tabela 4.2 – ANOVA parcial da μF_U e ΔF_U na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.

Fator	μF_U				ΔF_U			
	DX 2205		LDX 2101		DX 2205		LDX 2101	
	Valor-p	Prop [%]	Valor-p	Prop [%]	Valor-p	Prop [%]	Valor-p	Prop [%]
f_z	0,00	31,32	0,00	33,30	0,01	17,15	0,00	31,04
a_p	0,00	60,11	0,00	58,00	0,00	61,07	0,00	63,30
f_z^2	-	-	-	-	-	-	0,01	0,52
a_p^2	-	-	-	-	-	-	0,00	1,13
$f_z \times a_p$	0,00	5,89	0,00	6,57	-	-	0,00	3,34
Erro		2,65		2,14		21,77		0,54

A Figura 4.2 e a Figura 4.3 mostram os modelos de regressão linear múltipla representados pelas Equações 4.1 a 4.4. Estes modelos foram determinados a partir dos valores obtidos experimentalmente. Por estas análises também foram gerados o coeficiente de determinação (R^2) e o coeficiente de determinação ajustado (R^2_{ajust}). Na análise da parcela estática (μF_U) pela Figura 4.2, o R^2_{ajust} para o DX 2205 (Figura 4.2a) foi $R^2_{ajust} = 97,1\%$ e para o LDX 2101 (Figura 4.2b) foi $R^2_{ajust} = 97,7\%$, indicando que as Equações 4.1 e 4.2 se ajustam muito bem aos dados observados. Como R^2 e R^2_{ajust} são próximos, os modelos propostos são eficientes e adequados para a aplicação nas condições de operação.

A mesma análise foi realizada para a parcela dinâmica (ΔF_U) da força, como ilustra a Figura 4.3. O coeficiente R^2_{ajust} foi 76,5% para DX 2205 e 99,4% para LDX 2101.

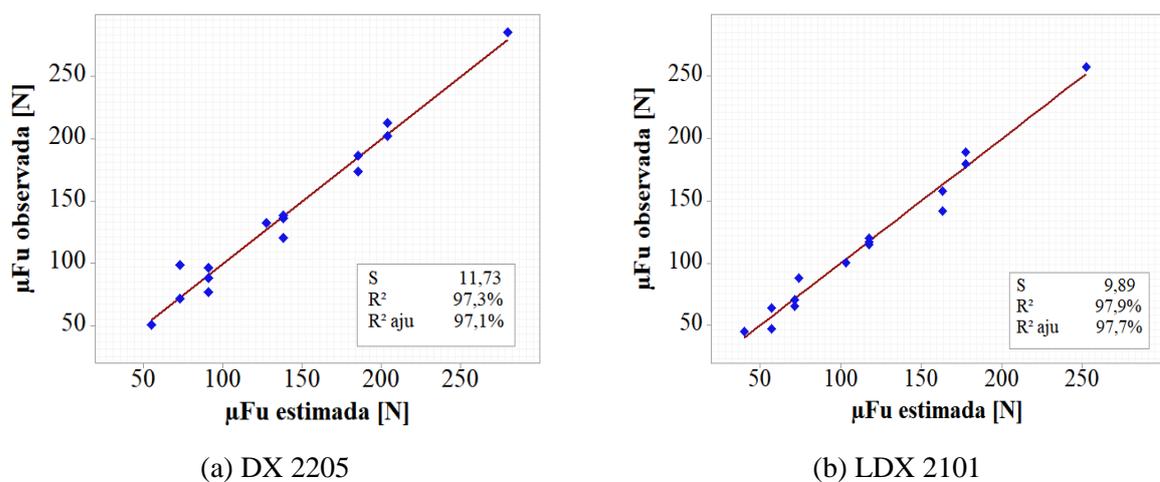


Figura 4.2 – Comparação entre os dados observados e estimados das parcelas estáticas das forças de usinagem.

$$\text{DX 2205:} \quad \mu F_U = 25,3 - 143 f_z + 85,7 a_p + 1931 f_z a_p \quad (4.1)$$

$$\text{LDX 2101:} \quad \mu F_U = 16 - 157 f_z + 62,3 a_p + 1917 f_z a_p \quad (4.2)$$

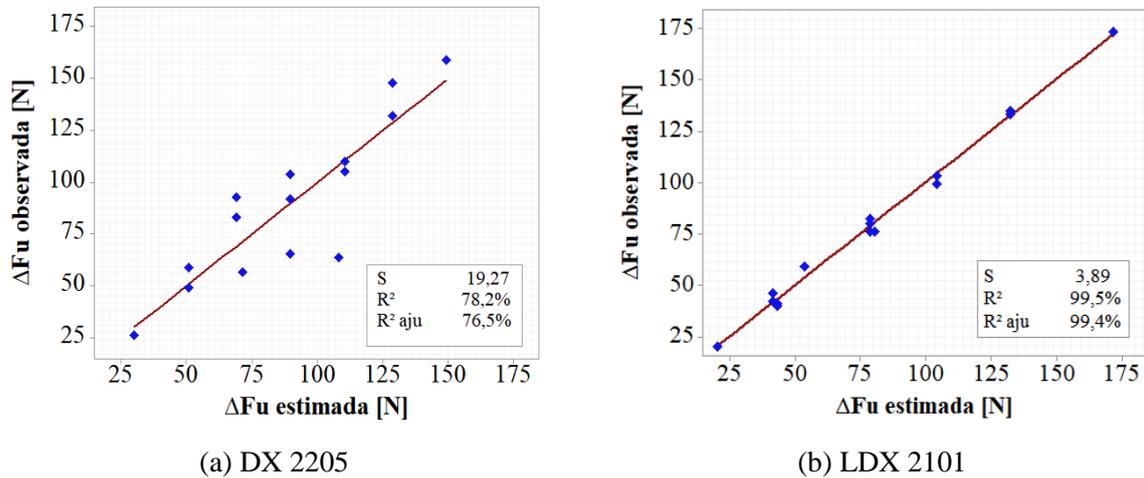


Figura 4.3 – Comparação entre os dados observados e estimados das parcelas dinâmicas das forças de usinagem.

Pela Figura 4.3 tem-se um maior desvio padrão (s) dos dados observados em relação aos estimados, especialmente para o DX 2205. Esta condição sugere a interferência de outros fatores sobre ΔF_U , como por exemplo, a velocidade de corte (v_c) relativamente severa para o corte deste material. Em ambos os casos, os coeficientes de determinação estão próximos e acima de 70%, indicando boa aproximação dos modelos das Equações 4.3 e 4.4.

$$\text{DX 2205:} \quad \Delta F_U = -22,8 + 275,5 f_z + 195 a_p \quad (4.3)$$

$$\text{LDX 2101:} \quad \Delta F_U = 4,3 + 296 f_z - 73,1 a_p - 1063 f_z^2 + 219,2 a_p^2 + 967 f_z a_p \quad (4.4)$$

Gráficos de contorno referentes às parcelas estática (Figura 4.4) e dinâmica (Figura 4.5) foram gerados a partir das análises citadas anteriormente. Observou-se a influência dos fatores principais sobre o comportamento das forças de usinagem dos aços inoxidáveis duplex DX 2205 e LDX 2101. Estes gráficos foram gerados fixando os pontos centrais (valores médios) de v_c (95 m/min), f_z (0,125 mm/dente) e a_p (0,4 mm).

Analisando a parcela estática na usinagem do DX 2205, a Figura 4.4a indica uma redução da μF_U na medida em que as combinações sejam compostas nas regiões que contenham baixos valores de profundidade de corte axial (a_p) e avanço por dente (f_z). Estas

combinações correspondem a uma seção transversal de corte menor, o que comprova a teoria abordada neste estudo e os resultados obtidos através das análises de variância (ANOVA) realizadas. Também se percebe pela Figura 4.4b e pela Figura 4.4c a baixa influência da velocidade de corte (v_c) nos esforços de corte. Deste modo, em função da composição química existente e das características de usinabilidade, para evitar condições severas de operação deve-se utilizar valores de v_c maiores apenas com a_p e f_z menores.

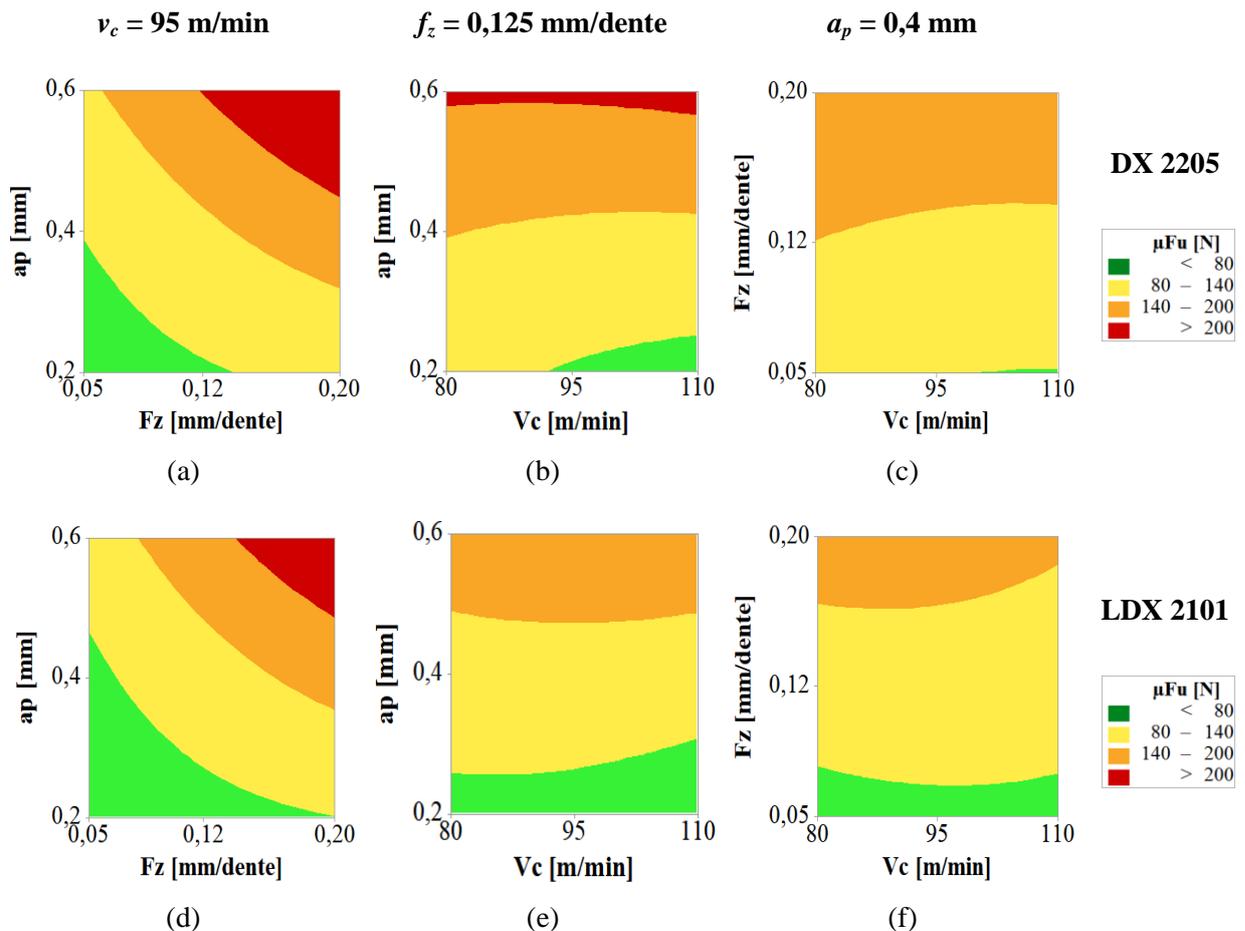


Figura 4.4 – Gráficos de contorno da parcela estática da força de usinagem relacionados ao fresamento.

A mesma análise foi realizada com o LDX 2101 (Figura 4.4d, 4.4e e 4.4f), onde ocorreram tendências similares a do DSS DX 2205, já que foram identificadas maiores regiões associadas a combinações de parâmetros (v_c , a_p e f_z), que possam gerar menores valores de μF_u . Destaca-se a grande influência da composição química existente. Os maiores teores de C, Mn e menores teores de Cr, Ni e Mo (em comparação ao DX 2205) auxiliam na redução da resistência ao cisalhamento do LDX 2101.

Ao avaliar o comportamento da parcela dinâmica (ΔF_U), na Figura 4.5a e na Figura 4.5d, observa-se que os parâmetros a_p e f_z (efeito principal) bem como sua interação ($a_p \times f_z$) mostraram efeito significativo para o intervalo de valores utilizados em ambos os materiais. A Figura 4.5b e a Figura 4.5c (DX 2205), comparadas com a Figura 4.5e e a Figura 4.5f (LDX 2101), indicam a influência da v_c na ΔF_U para o DX 2205. Neste caso, o intervalo de v_c utilizado é severo na usinagem deste material, afetando a variação da força de usinagem. Por outro lado, não há influência de v_c sobre a ΔF_U gerada no corte do LDX 2101.

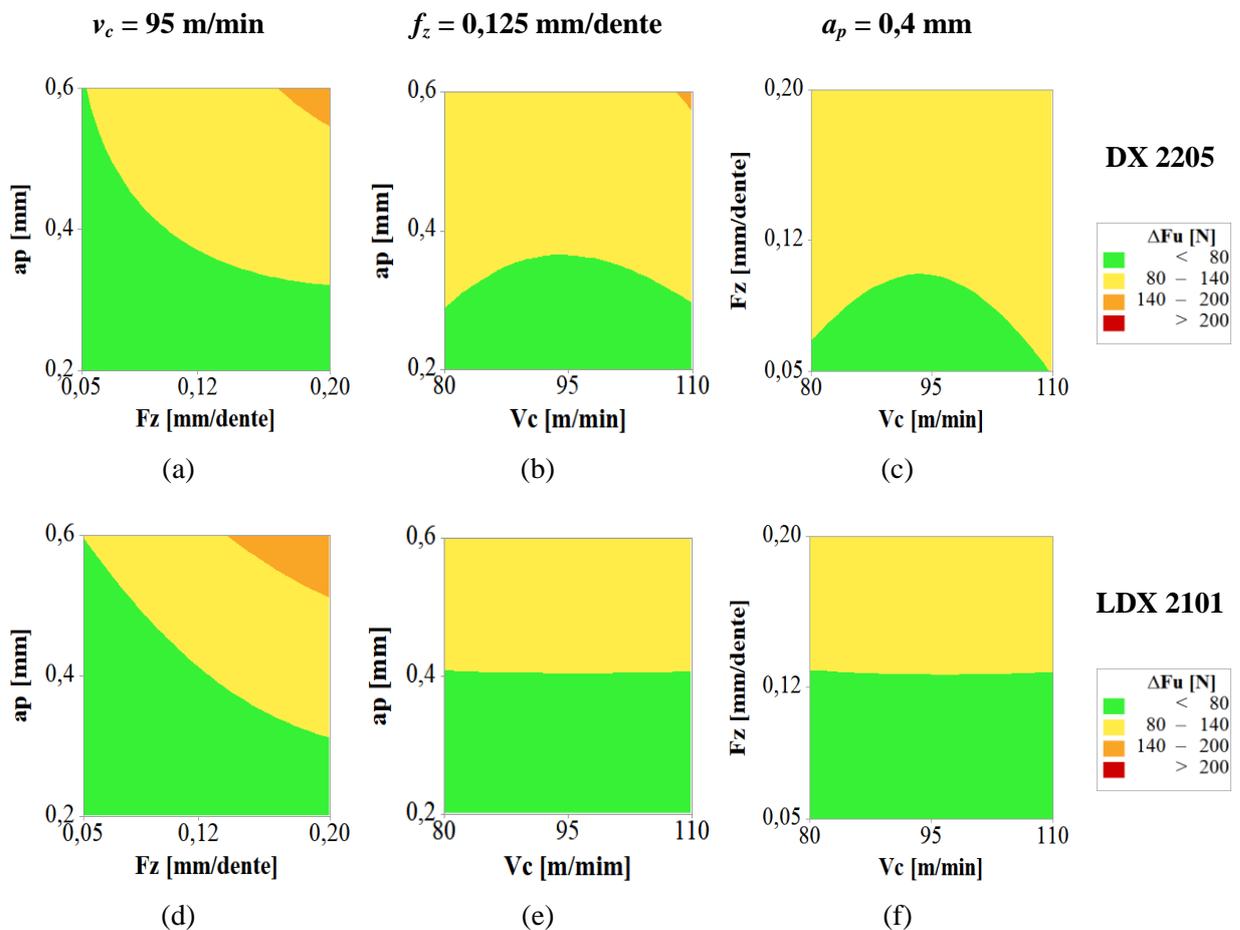


Figura 4.5 – Gráficos de contorno da parcela dinâmica da força de usinagem relacionados ao fresamento.

Os esforços de corte em usinagem também são influenciados pelas propriedades dos aços inoxidáveis duplex. Nestes materiais se sobressaem a baixa condutividade térmica e a alta ductilidade. Estes proporcionam a formação de cavacos com maior resistência ao cisalhamento, dificultando a quebra e conseqüentemente, aumentando o contato da interface cavaco-ferramenta [Gamarra, 2017]. A Figura 4.6 apresenta a tendência de ocorrer aderência

(caldeamento) do aço inoxidável duplex na superfície de saída do inserto após o passe 14. Além disso, identificam-se desgastes e lascamentos na ponta da ferramenta.

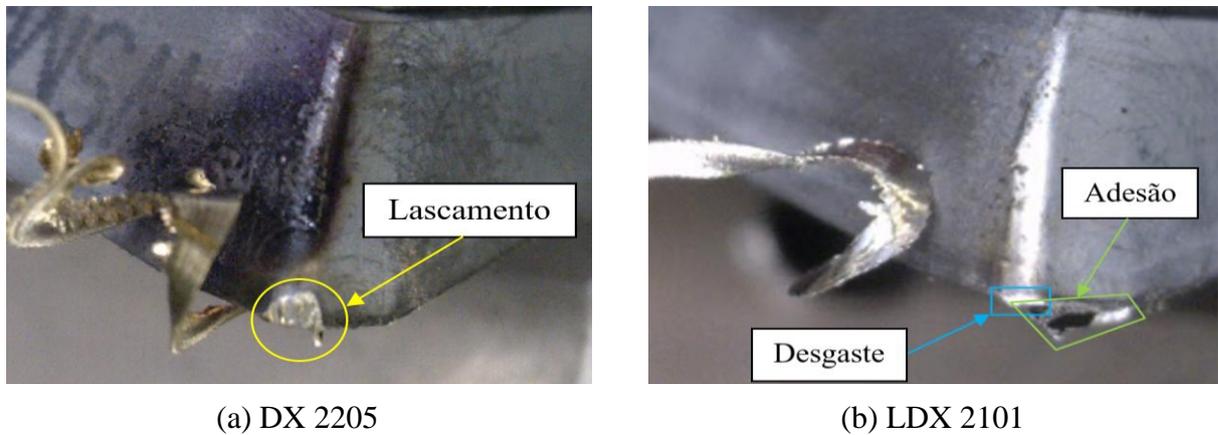


Figura 4.6 – Ocorrência de falhas nos insertos utilizados na usinagem de cada material após o passe 14.

Na comparação entre as duas situações, são mais pronunciadas as falhas no inserto utilizado no experimento com DX 2205. O maior trabalho realizado no corte (gerando mais calor) deste material, associado à sua baixa condutividade térmica (uma parcela maior do calor migrou para a ferramenta), fez com que a falha na ferramenta fosse mais severa em relação ao LDX 2101. Percebe-se pela coloração do cavaco e pelas marcas escuras (queima) no inserto (Figura 4.6a) a maior temperatura gerada na região de corte do DX 2205 em relação ao LDX 2101. Na Figura 4.6b observa-se adesão e desgaste no inserto.

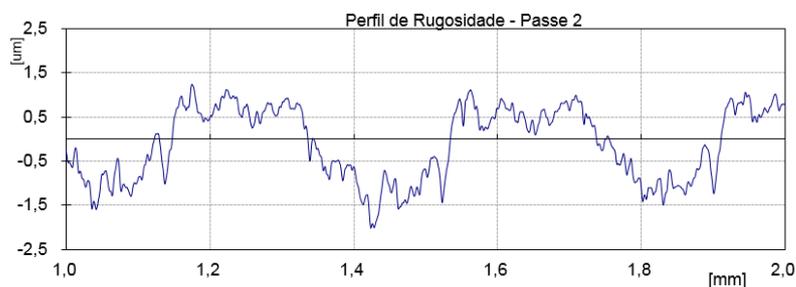
4.2 Análise da rugosidade da superfície usinada do DX 2205 e LDX 2101

A Tabela 4.3 contém os valores médios das rugosidades de R_a e R_z . Os dados foram estratificados em cada intervalo das variáveis de resposta e representam a média aritmética das três medições realizadas na superfície de cada amostra usinada. Todas as medições foram realizadas no centro de cada amostra, considerada a região de “corte em cheio”.

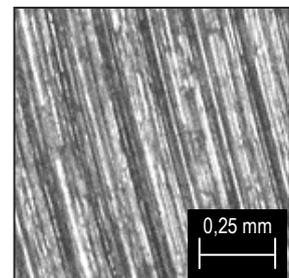
Na análise da rugosidade gerada na rugosidade DX 2205, observa-se que o passe 2 apresentou os maiores valores médios de R_a (0,72 μm) e R_z (3,47 μm) e o passe 8 os menores (0,28 μm e 1,98 μm respectivamente). A Figura 4.7a e a Figura 4.7c representam os perfis de rugosidade e as Figura 4.7b e 4.7d mostram a superfície usinada dessas amostras. No passe 2 (DX 2205), alguns vales excederam o intervalo de $\pm 1,5 \mu\text{m}$. A textura da superfície usinada (Figura 4.7b) revela sulcos com distâncias de aproximadamente 0,4 mm, bem superiores ao f_z do passe (0,2 mm/dente).

Tabela 4.3 – Valores médios de R_a e R_z na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.

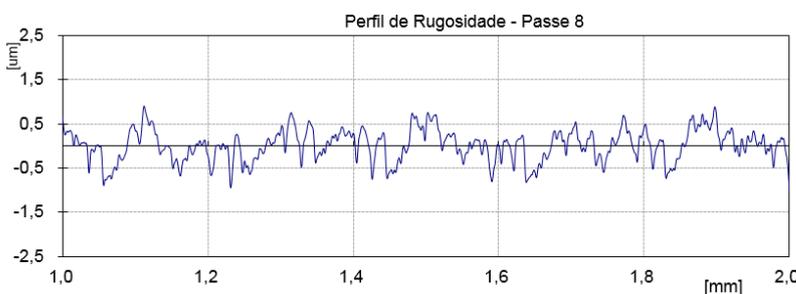
Sequência de passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variáveis de Resposta			
	v_c [m/min]	f_z [mm/z]	a_p [mm]	DX 2205		LDX 2101	
				R_a [μm]	R_z [μm]	R_a [μm]	R_z [μm]
1	80	0,125	0,2	0,64	3,08	0,71	4,02
2	80	0,200	0,4	0,72	3,47	0,67	4,01
3	80	0,125	0,6	0,48	2,77	0,38	2,73
4	95	0,050	0,6	0,32	2,06	0,37	2,45
5	110	0,050	0,4	0,37	2,36	0,35	2,34
6	95	0,050	0,2	0,35	2,56	0,29	1,97
7	110	0,125	0,2	0,34	2,50	0,49	3,00
8	80	0,050	0,4	0,28	1,98	0,31	2,23
9	95	0,125	0,4	0,43	2,50	0,45	2,83
10	95	0,200	0,2	0,57	3,03	0,50	2,64
11	95	0,200	0,6	0,63	3,04	0,54	3,40
12	110	0,125	0,6	0,41	2,36	0,37	2,59
13	110	0,200	0,4	0,61	3,25	0,42	2,90
14	95	0,125	0,4	0,50	2,77	0,37	2,61
15	95	0,125	0,4	0,43	2,54	0,37	2,86



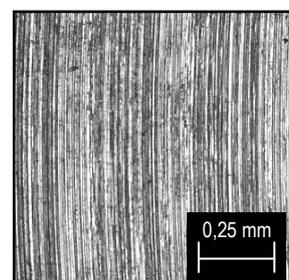
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4.7 – Superfície usinada do DX 2205: (a) perfil de rugosidade após passe 2; (b) imagem da superfície após passe 2; (c) perfil de rugosidade após passe 8; (d) imagem da superfície após passe 8.

No passe 8, de perfil irregular, alguns valores excederam a faixa de $\pm 0,5 \mu\text{m}$. Ao avaliar a textura (Figura 4.7d) percebe-se a presença de sulcos espaçados de forma regular com similaridade ao f_z do passe (0,05 mm/dente). A diferença entre os maiores e os menores valores medidos de R_a e R_z indica, conforme esperado, a grande dependência de f_z , pois este foi o único parâmetro de corte que variou entre os dois passes.

Os maiores valores de R_a e R_z obtidos na usinagem do LDX 2101 foram medidos no passe 1 (0,71 μm e 4,03 μm respectivamente) e os menores no passe 6 (0,29 μm e 1,97 μm respectivamente). O perfil do passe 1 (Figura 4.8a) apresenta valores entre $\pm 1,5 \mu\text{m}$ com uma ondulação variando entre picos e vales, o que é evidenciado por marcas proeminentes da ferramenta sobre a superfície usinada (Figura 4.8b). O perfil do passe 6 (Figura 4.8c) tem valores variando entre $\pm 0,5 \mu\text{m}$ em um perfil mais constante e com menos ondulação. As marcas da ferramenta são mais suaves na superfície (Figura 4.8d).

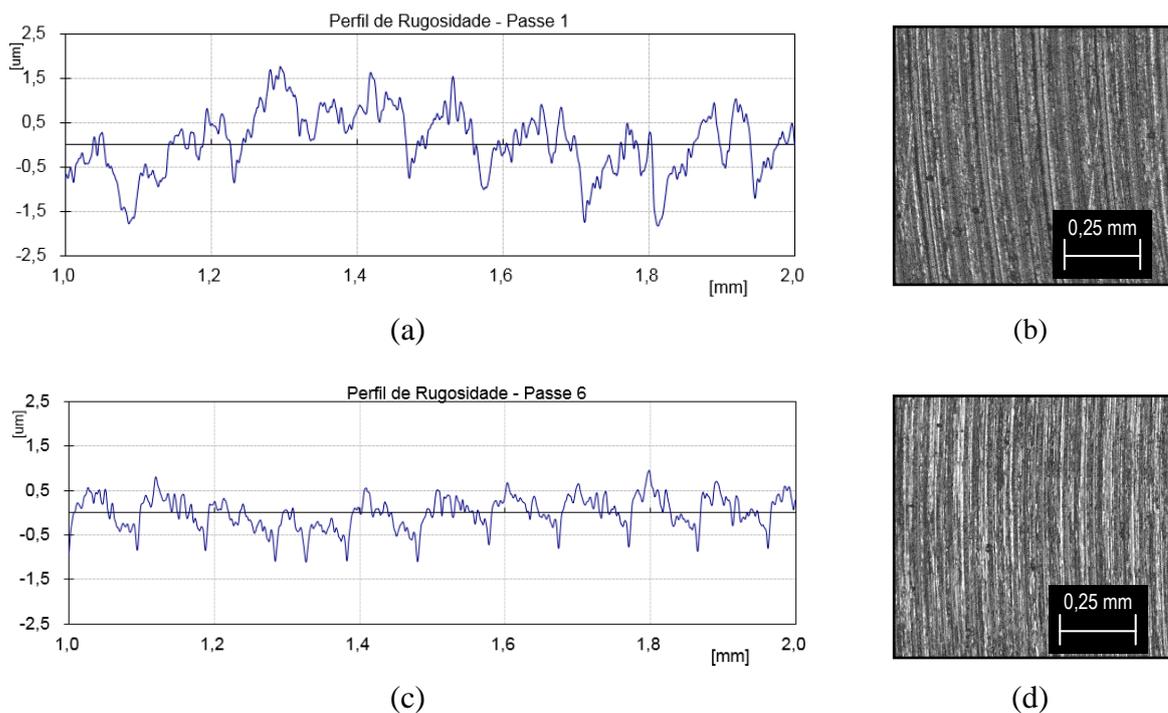


Figura 4.8 – Superfície usinada do LDX 2101: (a) perfil de rugosidade após passe 1; (b) imagem da superfície após passe 1; (c) perfil de rugosidade após passe 6; (d) imagem da superfície após passe 6.

Em relação aos parâmetros de corte, a profundidade de corte axial foi igual para ambos os passes ($a_p = 0,2 \text{ mm}$), ao passo que os demais parâmetros foram diferentes. No passe 6, a combinação da velocidade de corte intermediária ($v_c = 95 \text{ m/min}$), com o menor avanço por dente ($f_z = 0,05 \text{ mm/dente}$), produziu um efeito benéfico na textura da superfície usinada

(sulcos suaves e mais próximos) e está de acordo com o resultado encontrado por Sai et al., 2001, no fresamento do DSS S39274. Para complementar, 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 inadequadas.

Na comparação dos materiais, o DX 2205 apresentou o maior e o menor valor de R_a . Ambos os valores ocorreram na relação $a_p/r_\epsilon = 1$, o que pode ter auxiliado na quebra do cavaco para o menor R_a , e prejudicado na outra situação. No LDX 2101 obteve-se maior e menor valor de R_z com a relação $a_p/r_\epsilon = 0,5$. Possivelmente, isso influenciou negativamente na formação dos cavacos, induzindo a instabilidades no corte e gerando riscos na textura da peça.

Além do perfil 2D, outra forma de representar a topografia de uma superfície usinada é através de interferometria óptica, a qual possibilita uma visualização 3D da mesma. A Figura 4.9 apresenta uma análise tridimensional (qualitativa) dos perfis gerados pelos passes que resultaram maior e menor rugosidade no fresamento frontal dos aços inoxidáveis duplex DX 2205 e LDX 2101. Considerou-se para isso uma escala de cores variando entre $\pm 2,5 \mu\text{m}$, onde o vermelho representa os picos ($+2,5 \mu\text{m}$) e o azul os vales ($-2,5 \mu\text{m}$).

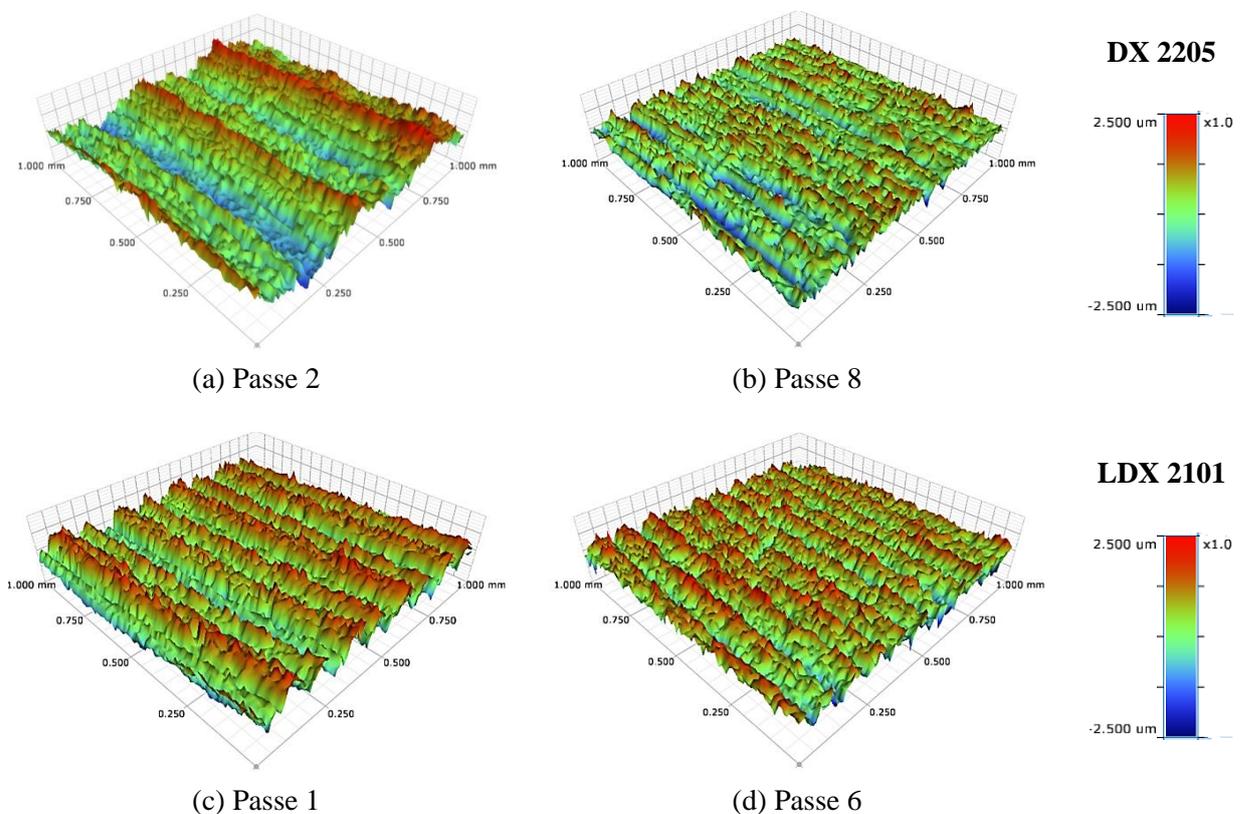


Figura 4.9 – Perfil tridimensional da superfície usinada para os maiores e menores valores de rugosidade obtidos no fresamento do DX 2205 e LDX 2101.

A Figura 4.9a representa o perfil 3D para os maiores valores de rugosidade (Passe 2) obtidos na usinagem do DX 2205. Nesta imagem existe uma maior instabilidade do perfil entre picos e vales mais profundos. A Figura 4.9b ilustra o perfil para os menores valores de R_a e R_z (Passe 8) em que se verificam regiões com maior incidência de vales do que picos. Na usinagem do LDX 2101, tanto no passe 1 (maiores valores de rugosidade, Figura 4.9c) quanto para o passe 6 (menores rugosidades, Figura 4.9d), existe uma quantidade maior de picos em relação aos vales. A cor verde representa a linha zero (0 μm) de um perfil de rugosidade.

4.2.1 Análise estatística da rugosidade R_a e R_z

A mesma metodologia estatística realizada nos dados de força foi aplicada na análise da rugosidade R_a e R_z . Pelos valores da Tabela 4.4, apenas o efeito linear do avanço por dente (f_z) mostrou-se significativo (valor-p $\leq 0,05$) sobre os valores médios de rugosidade gerados na usinagem de ambos os materiais, com percentual de contribuição em R_a de 72,52% (DX 2205) e 39,61% (LDX 2101). Para R_z a contribuição do f_z foi de 71,93% (DX 2205) e 41,01% (LDX 2101). Os demais fatores principais (v_c e a_p), assim como a interação dos fatores, não foram significativos no nível de confiança de 95%. Maiores detalhes podem ser observados no Apêndice C.

Tabela 4.4 – ANOVA da R_a e R_z na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.

Fator	R_a				R_z			
	DX 2205		LDX 2101		DX 2205		LDX 2101	
	Valor-p	Prop [%]						
v_c	0,094	7,58	0,169	10,64	0,629	0,77	0,176	12,14
f_z	0,001	72,52	0,027	39,61	0,004	71,93	0,034	41,01
a_p	0,778	0,15	0,271	6,33	0,548	1,20	0,757	0,52
v_c^2	0,598	0,05	0,338	4,63	0,872	0,08	0,308	6,30
f_z^2	0,554	0,71	0,841	0,01	0,605	0,88	0,505	2,52
a_p^2	0,868	0,054	0,442	2,88	0,516	1,42	0,920	0,05
$v_c \times f_z$	0,204	3,78	0,185	9,76	0,759	0,30	0,259	7,94
$v_c \times a_p$	0,158	4,88	0,311	5,24	0,772	0,23	0,410	3,95
$f_z \times a_p$	0,519	0,85	0,826	0,22	0,147	8,59	0,782	0,41
Erro		8,89		20,67		14,57		24,47

A diferença de contribuição que o f_z tem sobre o acabamento gerado em cada caso se justifica pela diferença existente na composição química dos materiais e pelo conjunto de parâmetros utilizados.

A Figura 4.10 mostra a comparação dos dados estimados pelo modelo de regressão linear múltipla *versus* dados observados dos valores de rugosidade R_a obtidos após a usinagem do DX 2205 e do LDX 2101.

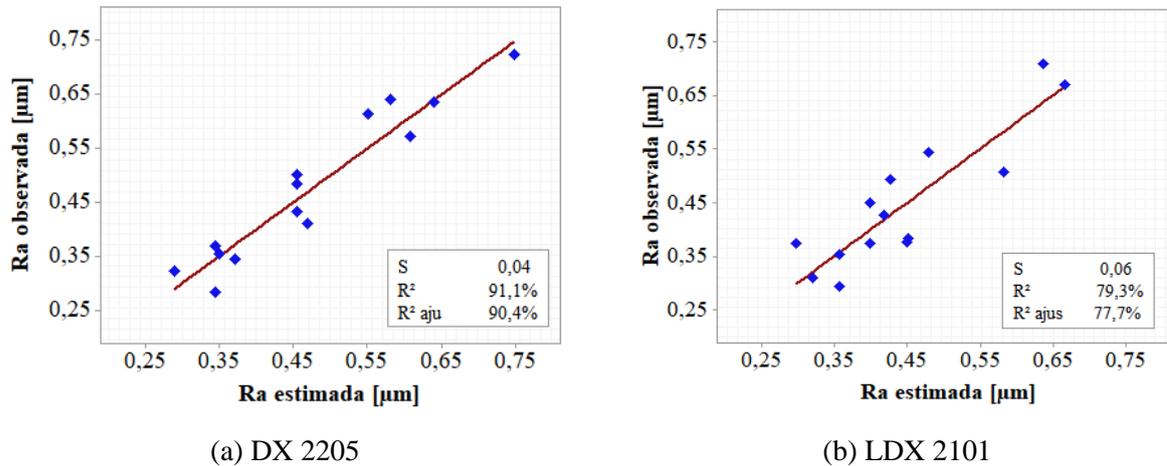


Figura 4.10 – Comparação entre os dados observados e estimados dos valores de R_a gerados.

Pela Figura 4.10a, o coeficiente de determinação ($R^2 = 91,1\%$) é próximo do coeficiente ajustado ($R^2_{ajust} = 90,4\%$), indicando que o modelo proposto para a estimação de R_a na usinagem do DX 2205 é adequado. Na Figura 4.10b, observa-se uma maior dispersão dos dados observados em relação aos valores estimados de R_a para o LDX 2101. Neste caso, $R^2 = 79,3\%$ e $R^2_{ajust} = 77,7\%$. Os desvios-padrão amostrais (s) de 0,06 e 0,04 representam a dispersão dos dados referentes ao DX 2205 e o LDX 2101, respectivamente. Em ambos, os coeficientes de determinação estão acima de 70% o que, segundo Montgomery, 2007, demonstra que o modelo encontra-se ajustado aos dados. A Figura 4.10a e a Figura 4.10b estão representadas matematicamente pelas Equações 4.5 e 4.6, respectivamente.

$$\begin{aligned} \text{DX 2205: } R_a = & 1,62 - 0,0219 v_c + 4,57 f_z - 1,88 a_p + 0,000088 v_c^2 + 3,95 f_z^2 \\ & - 0,153 a_p^2 - 0,0437 v_c f_z + 0,0186 v_c a_p + 1,56 f_z a_p \end{aligned} \quad (4.5)$$

$$\begin{aligned} \text{LDX 2101: } R_a = & 2,71 - 0,0460 v_c + 8,16 f_z - 2,59 a_p + 0,000228 v_c^2 - 1,83 f_z^2 \\ & + 1,01 a_p^2 - 0,0637 v_c f_z + 0,0175 v_c a_p - 0,72 f_z a_p \end{aligned} \quad (4.6)$$

Também foi objetivo, a retirada de todos os fatores controláveis que não fossem significativos sobre a resposta rugosidade R_a e R_z visando um ajuste do modelo de regressão – Equações 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8. Porém, como os coeficientes de determinação encontraram-se próximos de 75% (especialmente para a rugosidade gerada no LDX 2101), todos os fatores controláveis da análise foram mantidos. Notou-se que os efeitos lineares, quadráticos e interação dos fatores controláveis possuem alguma contribuição na resposta. A retirada dos mesmos, adicionando-os no termo do erro, diminui o R^2 desta análise.

A Figura 4.11 apresenta a comparação dos dados estimados com os dados observados para a rugosidade R_z . Em comparação com R_a , tem-se uma maior dispersão dos dados, com desvios-padrão de 0,17 e 0,30 para o DX 2205 e o LDX 2101, respectivamente. Os valores de R^2 e R^2_{ajust} obtidos para ambos os materiais demonstram isso. Todavia, os valores dos coeficientes são muito próximos e acima de 70%, o que também valida os modelos propostos para o DX 2205 [Equação 4.7] e para o LDX 2101 [Equação 4.8].

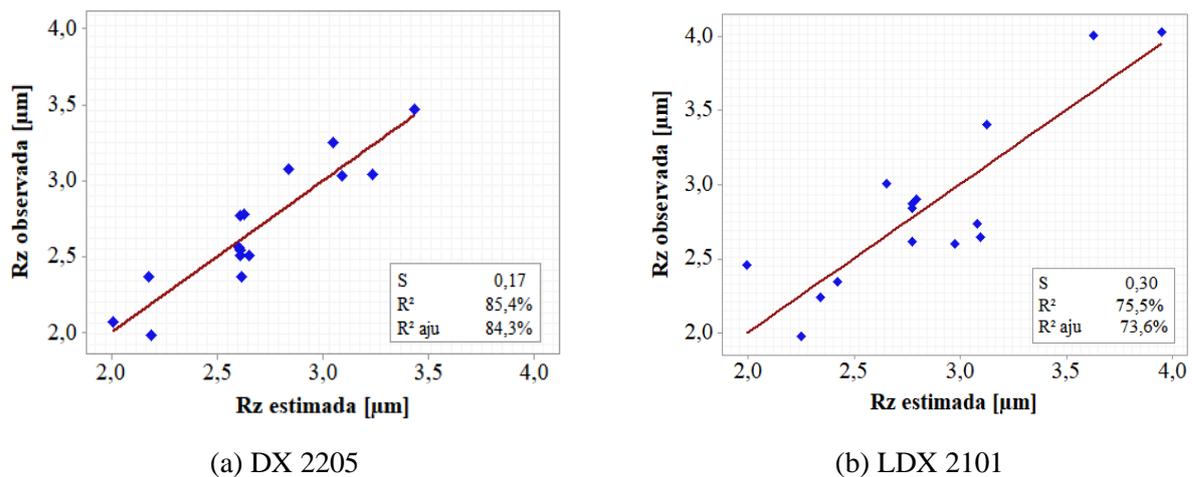


Figura 4.11 – Comparação entre os dados observados e estimados dos valores de R_z gerados.

$$\text{DX 2205: } R_z = 2,73 + 0,016 v_c + 0,4 f_z - 5,56 a_p - 0,000107 v_c^2 + 13,9 f_z^2 + 2,48 a_p^2 - 0,039 v_c f_z + 0,0139 v_c a_p + 15,61 f_z a_p \quad (4.7)$$

$$\text{LDX 2101: } R_z = 14,6 - 0,254 v_c + 38,8 f_z - 8,29 a_p + 0,00127 v_c^2 - 32,1 f_z^2 + 0,67 a_p^2 - 0,274 v_c f_z + 0,0725 v_c a_p + 4,7 f_z a_p \quad (4.8)$$

Gráficos de contorno das rugosidades foram gerados a partir de um modelo de regressão. Este modelo visa obter a menor rugosidade (R_a e R_z) possível dentro do intervalo de parâmetros estabelecidos. Nota-se o comportamento dos fatores principais no fresamento dos DSS DX 2205 e LDX 2101 através da Figura 4.12 (R_a) e da Figura 4.13 (R_z).

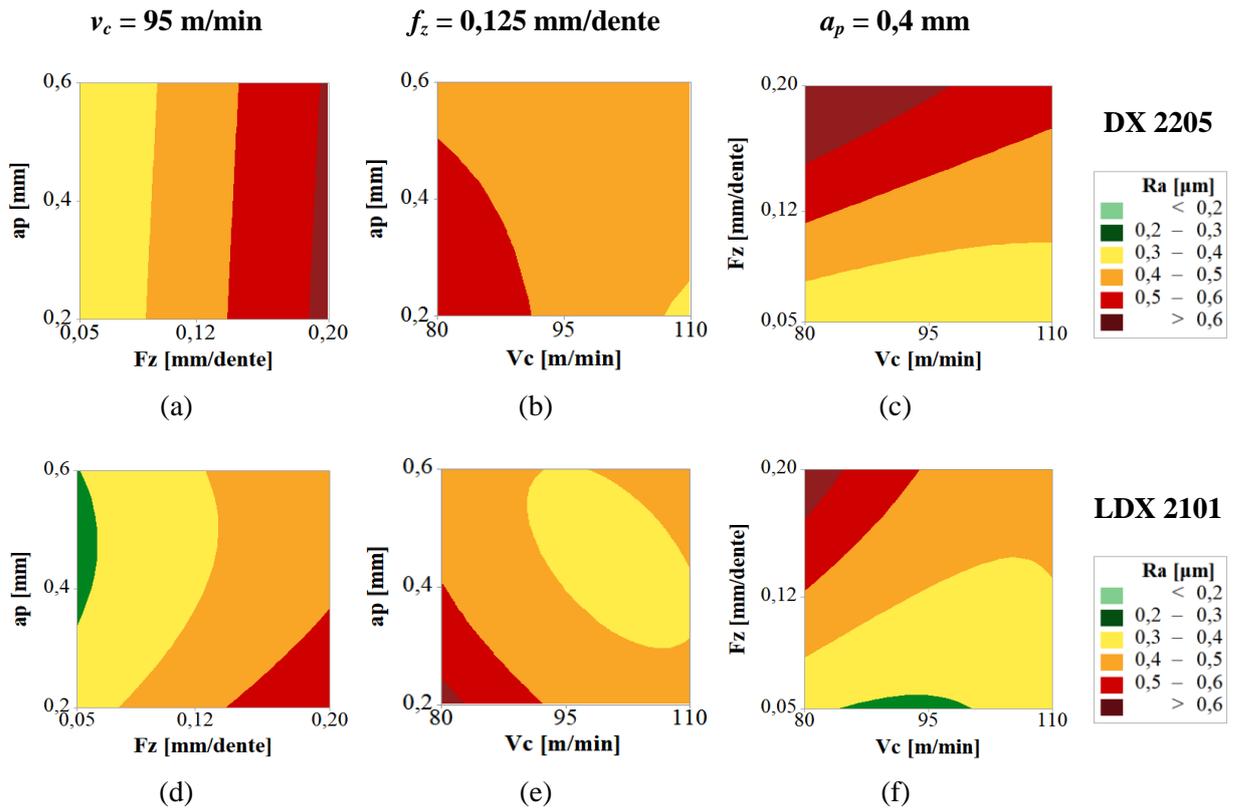


Figura 4.12 – Gráficos de contorno dos valores de R_a obtidos.

Na Figura 4.12a e na Figura 4.12c, observa-se uma redução de R_a à medida que f_z diminui o que reforça os resultados obtidos pela ANOVA. Esta análise explica o método BBD, que atua de forma representativa na definição de conjuntos de parâmetros, evitando combinações severas em que todos os efeitos principais atuem em seus níveis máximos.

Segundo a Figura 4.12b, para gerar menores valores de R_a com a maior v_c (110 m/min) utilizando $f_z = 0,125$ mm/dente, é necessário aplicar a menor a_p (0,2 mm). Em relação ao LDX 2101, percebe-se que tanto a_p quanto v_c não apresentaram efeito tão representativo nos valores médios de R_a . Através dos gráficos da Figura 4.12d e Figura 4.12f, fixando os valores médios de v_c e a_p , tem-se uma redução do valor médio de R_a com a diminuição de f_z . A Figura 4.12e, com $v_c = 95$ m/min e $a_p = 0,6$ mm, mostra a tendência ao menor R_a .

A mesma análise comparativa foi utilizada para a rugosidade R_z . Observa-se, pela Figura 4.13a (DX 2205) e Figura 4.13d (LDX 2101), que os valores de R_z diminuem com a redução dos valores de f_z . Na Figura 4.13b e na Figura 4.13e, observa-se que o processo se encontra com níveis de rugosidades superiores a $2,5 \mu\text{m}$ na usinagem de ambos os materiais. Assim, ambas análises podem ser desconsideradas. Pela Figura 4.13c (DX 2205) e Figura 4.13f (DX 2201), verifica-se que com a diminuição de f_z , a rugosidade R_z diminui. Além

disso, nota-se pouca influência de v_c nos valores registrados se comparado com a influência de f_z (como esperado).

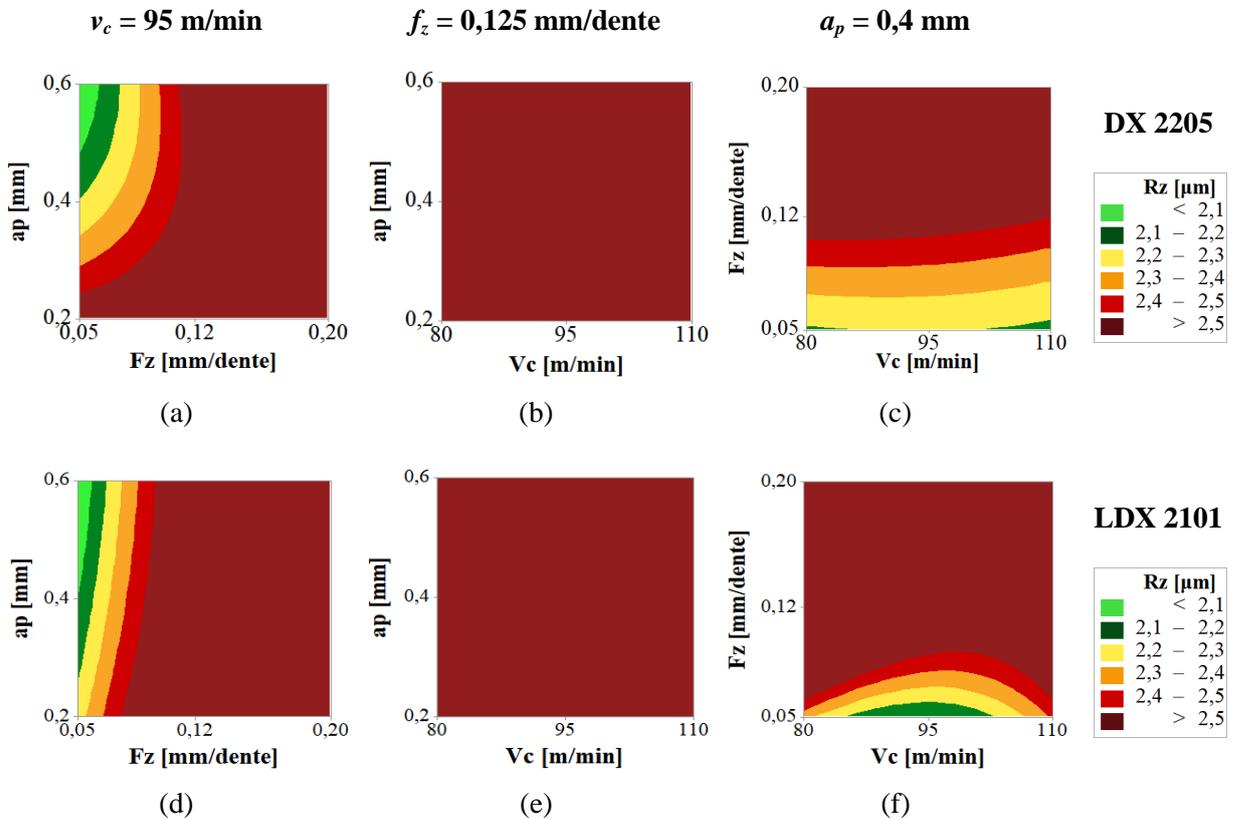


Figura 4.13 – Gráficos de contorno dos valores de R_z obtidos.

Conforme constatado previamente pela ANOVA, f_z foi o parâmetro mais significativo para as rugosidades R_a e R_z no fresamento dos aços inoxidáveis duplex DX 2205 e do LDX 2101. Com a diminuição de f_z , os valores médios de R_a e R_z diminuiriam (pouca influência de a_p e v_c nos valores registrados se comparado com a influência de f_z).

Observa-se que a variação de v_c não gerou alterações significativas nos valores de rugosidade. Comparativamente, apesar de pequena, a influência de a_p para o valor médio de R_z foi maior que para o valor médio de R_a . Com as análises geradas através do BBD, estima-se uma região para $R_a < 0,4 \mu\text{m}$ e $R_z < 3,0 \mu\text{m}$ utilizando avanços $f_z < 0,125 \text{ mm/dente}$.

4.3 Análise dos cavacos gerados no processo de fresamento do DX 2205 e LDX 2101

A análise no MEV dos cavacos produzidos durante o fresamento de ambos os materiais foi realizada nas condições de corte que resultaram nos maiores e menores valores de rugosidade da superfície usinada.

A Figura 4.14 mostra as imagens dos cavacos gerados nos passes que resultaram nos maiores valores de rugosidade R_a e R_z da superfície usinada do DX 2205 (passe 2) e LDX 2101 (passe 1), enquanto que na Figura 4.15 as imagens correspondem aos cavacos com a geração da menor rugosidade – passe 8 (DX 2205) e passe 6 (LDX 2101).

A Figura 4.14a (ampliação 100x) e a Figura 4.14c (ampliação 500x) ilustram o cavaco do passe 2 ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,2$ mm/dente, $a_p = 0,4$ mm) na usinagem do DX 2205, com variação de espessura, aspecto lamelar, bordas irregulares com característica de “arrancamento” indicando um maior esforço de corte, possivelmente pelo maior teor de Mo.

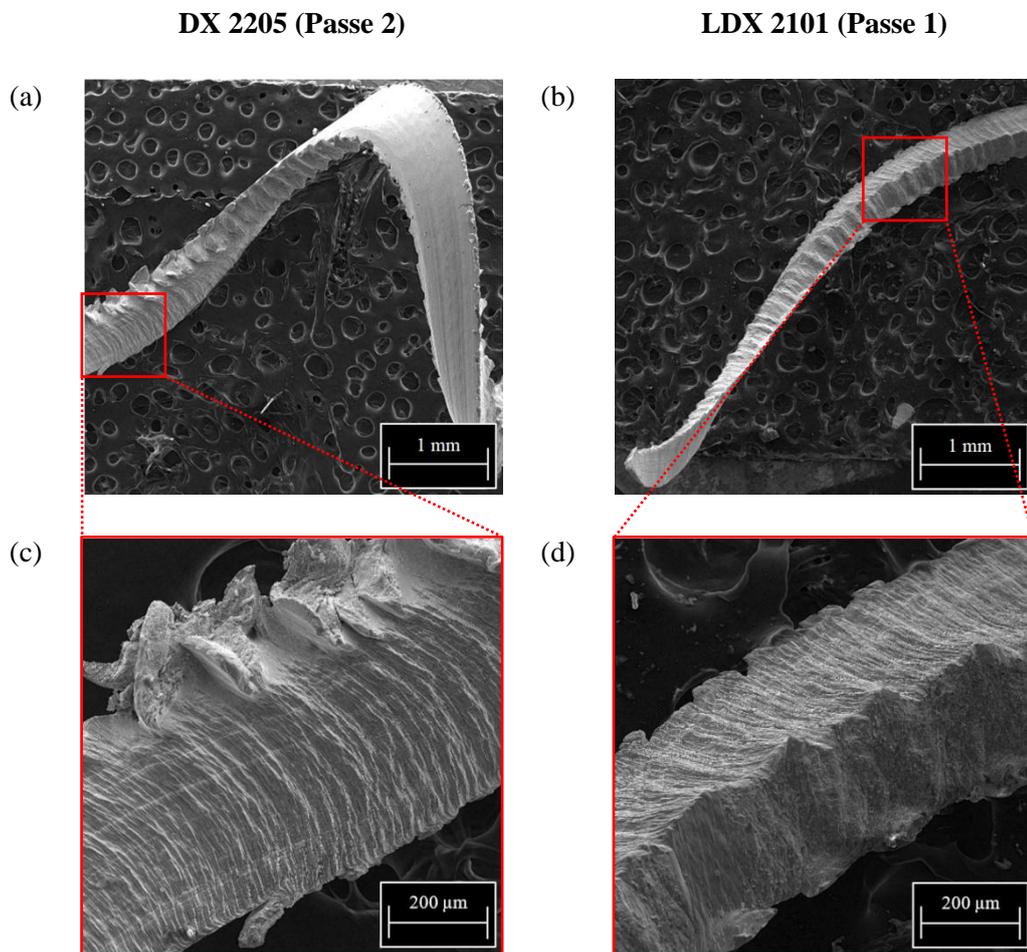


Figura 4.14 – Cavacos gerados na obtenção da maior rugosidade para ambos os materiais.

Na Figura 4.14c evidencia-se o formato da borda, com uma superfície em “dentes de serra” na região superior e logo abaixo uma zona de material justaposta em uma disposição contínua, e o efeito das deformações plásticas locais nas bandas de cisalhamento, o que pode estar relacionado a maiores avanços e profundidade de corte utilizados nesta condição.

A Figura 4.14b (ampliação 100x) e a Figura 4.14d (ampliação 500x) mostram o cavaco obtido no passe 1 ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,125$ mm/dente, $a_p = 0,2$ mm) no fresamento do LDX 2101, com percepção da variação de espessura e aspecto lamelar em seu comprimento. Nota-se na Figura 4.14d uma provável linha de deformação ao centro, que possivelmente sofre um encruamento devido ao fluxo de recalque sobre a ferramenta. Nesta condição ($a_p = 0,2$ mm), a formação do cavaco também é influenciada pelo raio de ponta da ferramenta, o que pode explicar essa linha de deformação. Destaca-se que o LDX 2101 possui maior teor de manganês (Mn) o que facilita a formação do cavaco diminuindo os esforços de corte, o que pode ter resultado em um cavaco com menores imperfeições na borda. Outra possibilidade é o menor esforço ter sido influenciado pelo menor avanço (f_z).

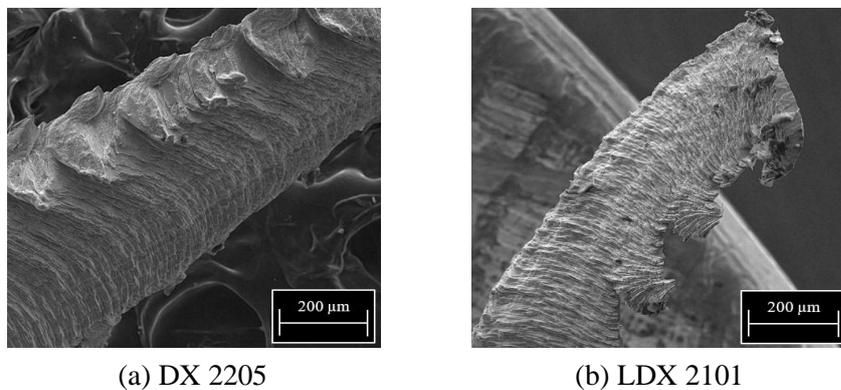


Figura 4.15 – Cavacos gerados na obtenção da menor rugosidade para ambos os materiais.

A Figura 4.15a mostra o cavaco obtido no passe 8 para a usinagem do DX 2205 na condição que gera menor rugosidade. Observam-se menores traços de “arrancamento”, denotando a grande influência de f_z sobre sua formação. No entanto, esse é um material de estrutura bifásica complexa na qual a relação entre microestrutura, propriedades mecânicas e comportamento mecânico, são fatores que ainda não são bem compreendidos pela literatura.

A Figura 4.15b ilustra o cavaco do passe 6 para o LDX 2101. Constata-se a pressão exercida no recalque pelas rupturas nas reentrâncias, a porção de material deformado e o sentido das lamelas no decorrer do cavaco. O grau de encruamento é salientado nessas regiões, mostrado pelas fases altamente deformadas em uma área muito pequena. O padrão de fluxo do material é semelhante ao de um corte ortogonal típico.

A microdureza de ambos os materiais foi analisada. Foram medidas as microdurezas das chapas antes de serem usinadas e dos cavacos dos passes que geraram maior e menor rugosidade. A Tabela 4.5 apresenta os resultados.

Tabela 4.5 – Valores de microdureza mensurados.

Materiais	Chapa	Cavaco	
	Valor Inicial	Maior Rugosidade	Menor Rugosidade
DX 2205	(470 ± 15) HV	(480 ± 14) HV	(532 ± 8) HV
LDX 2101	(358 ± 9) HV	(469 ± 11) HV	(406 ± 14) HV

Tendo como base os valores da microdureza das chapas, observa-se que para todas as situações a microdureza dos cavacos aumentou, indicando um encruamento proveniente da usinagem. Para o cavaco do DX 2205, o encruamento foi de 2,1% nos parâmetros que geraram a maior rugosidade (Passe 2) e 13,2% para os que provocaram menor rugosidade (Passe 8). Para o do LDX 2101, o encruamento foi de 31% para os que resultaram maior rugosidade (Passe 1) e 13,4% os que causaram menor rugosidade (Passe 6).

Klocke, 2011, pode explicar os percentuais gerados na microdureza do cavaco do DX 2205 causados pelos maiores valores de R_a e R_z serem percentuais de microdureza inferiores aos encontrados nos menores valores de rugosidades. O autor aborda a relação entre alguns elementos existentes na composição química dos aços inoxidáveis austeníticos (ASS). É presente na maioria destes materiais o Mn, que no ASS, quando em temperatura ambiente, apresenta baixa dureza e alta ductilidade, propriedade conhecida como austenita metaestável. Quando esta austenita é submetida ao processo de deformação durante a usinagem, transforma-se em martensita estável. Este fenômeno promove o endurecimento do material na zona de corte. Contudo, além de prejudicar a qualidade de superfície usinada, também pode gerar uma grande sollicitação da ferramenta devido ao aumento dos esforços de corte.

Comparando os materiais em estudo, o LDX 2101 possui um teor de Mn aproximadamente 60% maior que o DX 2205. Considerando o passe 2 (DX 2205) e o passe 1 (LDX 2101), a microdureza do DX 2205 aumentou apenas 2,1%, enquanto que a do LDX 2101 cresceu 31%. No passe 2, o maior avanço foi utilizado ($f_z = 0,20$ mm/dente), o que gerou maiores valores de R_a e R_z ; porém, facilitou a ruptura do cavaco.

4.4 Testes de validação dos parâmetros de corte

Após a análise dos valores médios de R_a e R_z medidos nos 15 passes iniciais, foi determinado o arranjo dos fatores para otimizar a rugosidade (menor-é-melhor), metas e limites de especificação. Com o Minitab[®]17, a função *desirability* (“desejabilidade” individual d) foi calculada. Quanto mais perto a resposta (d) está do alvo, o que é desejável,

mais ela se aproxima do valor um (1). O software calcula o d de cada resposta para na sequência realizar a combinação das “desejabilidades”, formando a *desirability* composta (D). Com auxílio computacional, através de um algoritmo, gerou-se a melhor combinação do ajuste ótimo dos fatores controláveis (X). Com isso, minimizou-se cada resposta (Y) dentro do intervalo de parâmetros estabelecidos para este trabalho.

A Figura 4.16 mostra os valores otimizados para minimizar simultaneamente os valores de rugosidade R_a e R_z (otimização multivariada).

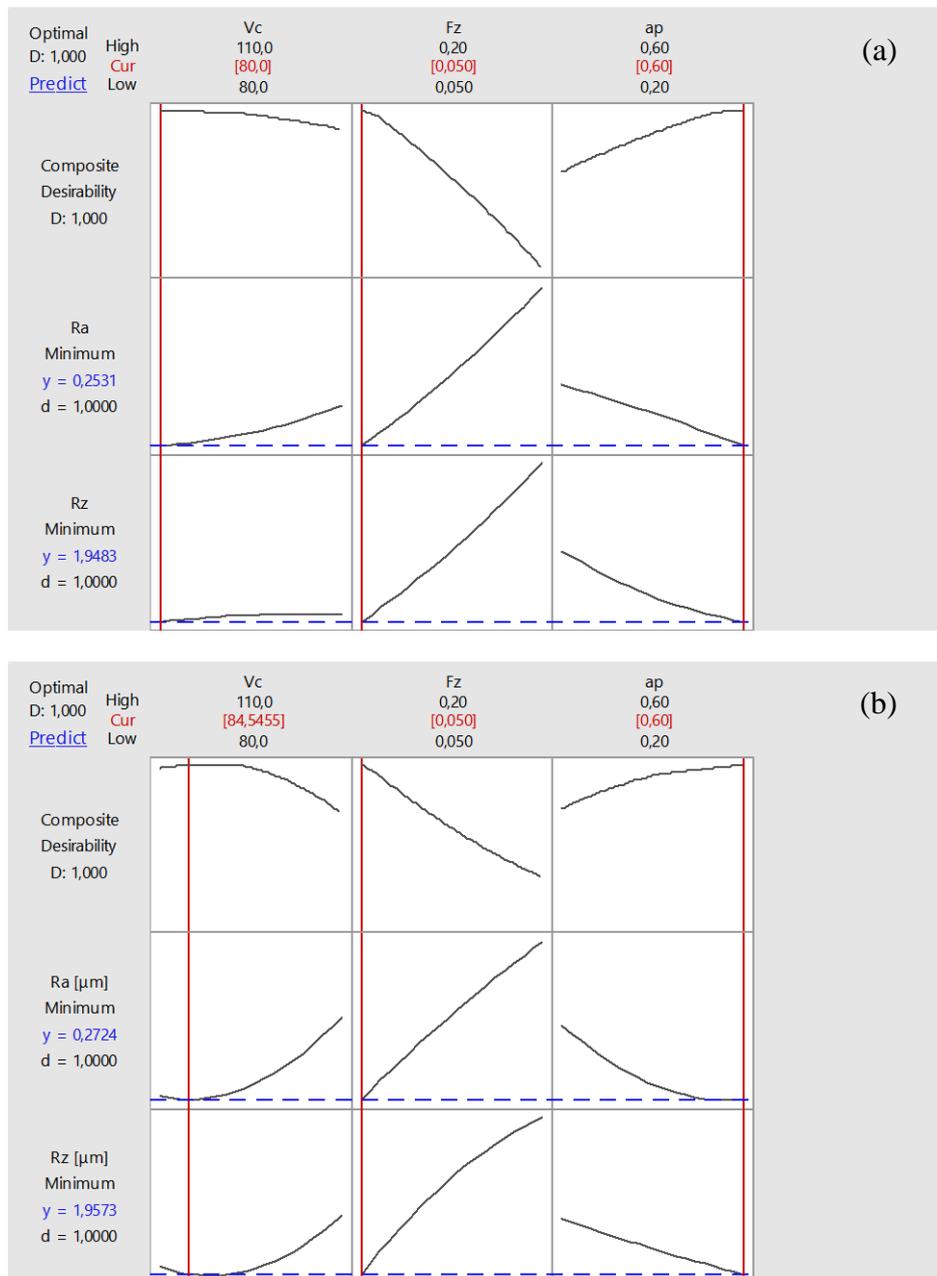


Figura 4.16 – Otimização multivariada para (a) DX 2205 e (b) LDX 2101.

Para o DX 2205 (Figura 4.16a) foi obtida a combinação $v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,6$ mm. Posteriormente, a mesma análise foi realizada para o LDX 2101 (Figura 4.16b), gerando: $v_c = 84,5$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,6$ mm. Para todas as condições, $D = 1$. Assim, a melhor combinação dos fatores controláveis (X) que otimiza de forma multivariada o conjunto das variáveis resposta (Y) foi encontrada. As combinações geradas foram similares e o fator velocidade de corte (v_c) não foi significativo dentro de um intervalo de confiança de 95%. Assim, optou-se por padronizar o experimento de otimização com os valores gerados para DX 2205 em ambos os materiais.

Para os passes de validação, utilizou-se a mesma metodologia de medição da rugosidade dos passes anteriores. Três medições foram realizadas em casa amostra, gerando os valores médios de R_a e R_z de cada passe, os quais são observados na Tabela 4.6. A incerteza foi calculada considerando a diferença entre os valores máximos e médios, ou entre médios e mínimos, o maior valor entre essa variação.

O resultado da medição dos valores de rugosidade obtidos na usinagem do DX 2205 ($R_a = 0,22 \pm 0,05 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,60 \pm 0,23 \mu\text{m}$) atende aos quesitos de otimização, com níveis inferiores às menores rugosidades encontradas nos 15 passes iniciais (no caso, passe 8). O mesmo vale para o LDX 2101 ($R_a = 0,15 \pm 0,01 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,36 \pm 0,12 \mu\text{m}$), cujos níveis foram inferiores aos obtidos no passe 6. Os resultados encontrados são similares aos dos processos de acabamento (chapa escovada) produzidos pela Outokumpu, 2018, os quais garantem rugosidades médias (R_a) na faixa de 0,1 a 0,4 μm .

Tabela 4.6 – Valores de R_a e R_z dos testes de validação.

Material	Passo	v_c [m/min]	f_z [mm/z]	a_p [mm]	R_a médio [μm]	R_z médio [μm]
DX 2205	16	80	0,05	0,6	0,17	1,43
	17				0,22	1,54
	18				0,27	1,84
Resultado da Medição					0,22 \pm 0,05	1,60 \pm 0,23
LDX 2101	16	80	0,05	0,6	0,16	1,49
	17				0,14	1,28
	18				0,16	1,31
Resultado da Medição					0,15 \pm 0,01	1,36 \pm 0,12

Além disso, os níveis de rugosidade obtidos são satisfatórios (Figura 4.17) na comparação com outros trabalhos. Philip et al., 2015, alcançaram $R_a \cong 0,55 \mu\text{m}$ com variáveis

de entrada análogas ($v_c = 47$ m/min, $v_f = 40$ mm/min, $a_p = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 0,4$ mm) no fresamento frontal a seco, otimizado com BBD para o DSS UNS J92205. Airao et al., 2018, obtiveram valores de $R_a \cong 0,60$ μm para parâmetros similares aos estudados ($v_c = 87,92$ m/min, $f_z = 0,12$ mm/dente, $a_p = 0,5$ mm e $r_\epsilon = 0,5$ mm) no fresamento de acabamento a seco do SDSS UNS S32507.

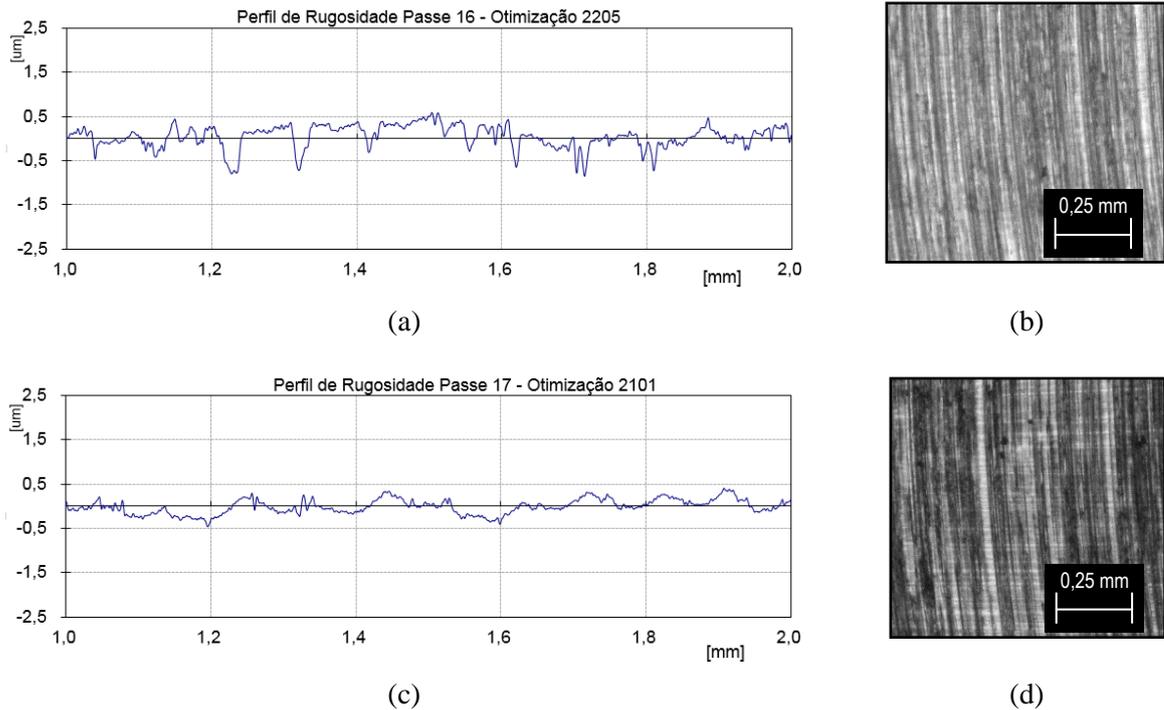


Figura 4.17 – Perfil de rugosidade e imagens das superfícies usinadas para os passes de otimização.

A otimização do DX 2205 é representada pela Figura 4.17a, a qual ilustra o perfil de rugosidade da superfície usinada do passe 16 para a validação de R_a e R_z . Os valores médios obtidos neste passe foram $R_a = 0,17$ μm e $R_z = 1,43$ μm . O perfil mostra irregularidades na distribuição dos picos e vales, onde percebe-se uma maior presença de vales. Conforme IMO, 2014, uma maior porcentagem em massa de elementos químicos como Cr, Mo, e Ni, contribui para o aumento da resistência ao cisalhamento, facilitando o “arrancamento” do material da superfície usinada. Isso favorece na formação de mais vales nos perfis de rugosidade. No DX 2205, o Ni favorece na estabilização da austenita (CFC), que possui uma alta taxa de encruamento dificultando o corte, gerando uma tendência maior de ocorrer vibração e formação de cavacos com morfologia irregular.

Na Figura 4.17b, apesar de mínima diferença, observa-se a presença de vales mais evidentes, com distâncias entre estes mais próximas, que representam o avanço por dente (f_z) utilizado na combinação de otimização em relação aos 15 passes realizados inicialmente.

O perfil de rugosidade da superfície usinada do LDX 2101, após o passe 17 para a validação das rugosidades R_a e R_z , é mostrado na Figura 4.17c. Os valores médios gerados neste passe foram $R_a = 0,14 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,28 \mu\text{m}$. O perfil mostra uma ondulação mais suave, com maior uniformidade de picos e vales em comparação ao DX 2205, apesar da pequena diferença de amplitudes entre os valores mensurados. A Figura 4.17d ilustra a imagem da superfície usinada. Percebe-se mínima a diferença existente entre picos e vales. Também se observam as marcas do avanço por dente (f_z) utilizado nesse passe.

Da mesma forma que os perfis de rugosidade 2D foram determinados, obtiveram-se os perfis 3D gerados por interferometria conforme amostras de otimização. A Figura 4.18a apresenta o perfil topográfico da superfície referente à usinagem do aço inoxidável duplex DX 2205 com os parâmetros otimizados (passe 16). Por esta imagem observa-se a maior presença de vales que, conforme supracitado, possivelmente tenha sido causada pela maior resistência ao cisalhamento deste material. A Figura 4.18b ilustra uma maior regularidade entre picos e vales na superfície usinada do aço inoxidável duplex LDX 2101.

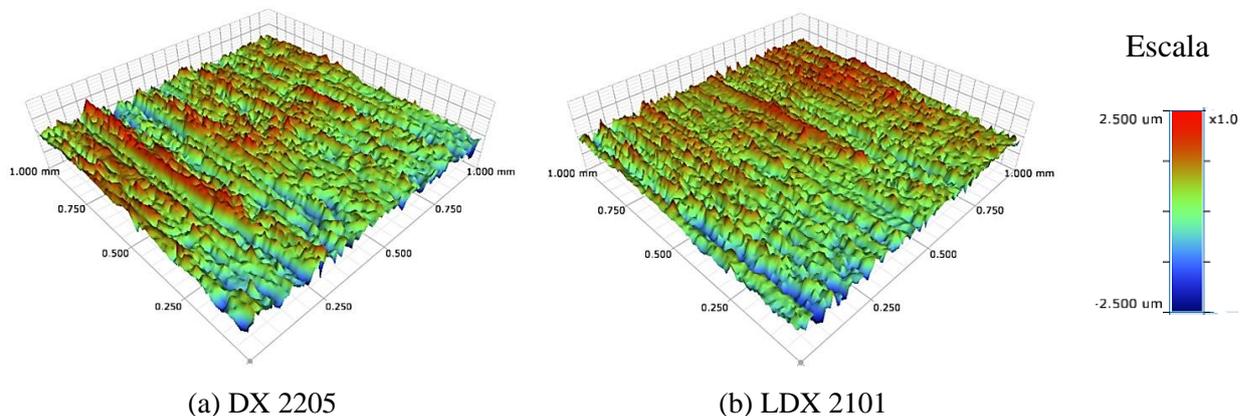


Figura 4.18 – Perfil tridimensional da superfície usinada para os passes de otimização em ambos os materiais: (a) passe 16; (b) passe 17.

A análise com MEV para os cavacos dos passes de otimização gerou a Figura 4.19. Os cavacos de ambos materiais são muito similares em relação às linhas de deformação e às porções de material deformado. A Figura 4.19a mostra o cavaco do DX 2205 com aparentemente cinco linhas de deformação, uma delas na borda e as outras quatro na extensão

do cavaco. A Figura 4.19b mostra o cavaco do LDX 2101, ao que parece com três possíveis linhas de deformação, as quais duas são centrais e uma na borda.

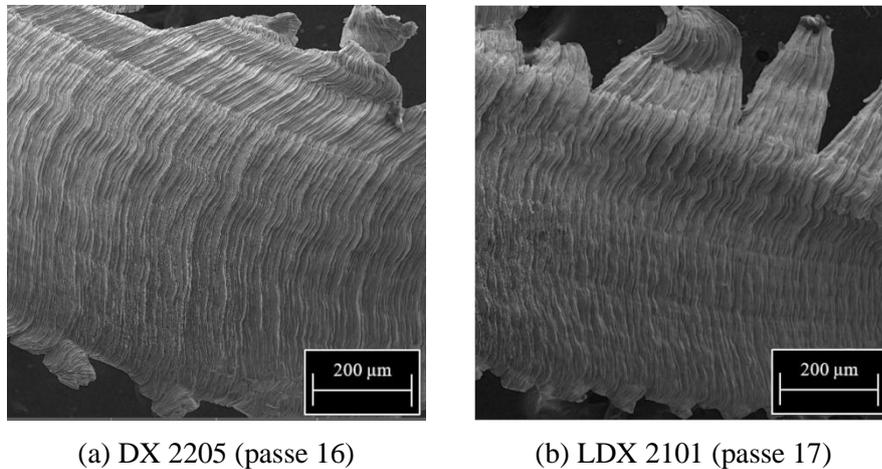


Figura 4.19 – Cavacos gerados com os parâmetros otimizados para ambos os materiais.

No caso das microdurezas dos cavacos, tem-se, para a combinação otimizada de parâmetros ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,6$ mm), um aumento dos valores mensurados em relação aos das chapas de aço inoxidável DX 2205 e LDX 2101 antes da usinagem (470 HV e 358 HV respectivamente). Para o cavaco do DX 2205, a microdureza obtida foi de 522 HV (encruamento de 11%) utilizando os parâmetros otimizados (Passe 16), enquanto que, para o cavaco do LDX 2101, a microdureza foi de 415 HV (encruamento de 15,9%) para os mesmos parâmetros (Passe 17).

5 CONCLUSÕES

As comparações das forças de usinagem dos cavacos gerados e do acabamento das superfícies usinadas dos aços inoxidáveis Forta DX 2205 e Forta LDX 2101 (Outokumpu, 2018), através do processo de fresamento frontal a seco, geraram as seguintes conclusões:

- Os menores valores de força de usinagem para ambos os materiais ($F_{U(2205)} = 51 \pm 26$ N e $F_{U(2101)} = 45 \pm 20$ N) foram verificados na combinação $v_c = 95$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,2$ mm. Isto mostra a grande influência do avanço por dente (f_z) e da profundidade de corte axial (a_p) sobre os esforços de corte em função da área da seção transversal de corte ($a_p f_z \sin \phi$) e das pressões específicas de corte (K_r , K_t e K_a).
- As intensidades das parcelas estáticas da força de usinagem (μF_U) na usinagem do DX 2205 sempre foram superiores que a do LDX 2101 em função do maior teor de elementos de liga (Cr, Ni, Mo) que aumentam a resistência ao cisalhamento desse material.
- As intensidades das flutuações dinâmicas da força (ΔF_U) sempre foram menores que as das μF_U , concluindo que a usinagem de ambos os materiais foi realizada em regime estável.
- Através do BBD e da ANOVA constatou-se que, conforme esperado, f_z é a variável de entrada mais significativa sobre os valores médios de R_a e R_z . Entretanto, é importante destacar que a combinação dos três parâmetros (v_c , f_z e a_p) influencia significativamente a melhor textura da superfície usinada.
- A combinação de otimização para os menores valores de rugosidade foi $v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,6$ mm para ambos os materiais. Os valores obtidos nos testes de validação do DX 2205 foram $R_a = (0,22 \pm 0,05)$ μm e $R_z = (1,60 \pm 0,23)$ μm . Os obtidos na validação do LDX 2101 foram $R_a = (0,15 \pm 0,01)$ μm e $R_z = (1,36 \pm 0,12)$ μm . Nas duas situações, a rugosidade da otimização foi inferior aos níveis de rugosidade encontrados nos 15 passes iniciais, validando o modelo.
- Os cavacos lamelares formados caracterizam o endurecimento por deformação ocorrido no processo e, associado ao comportamento dos perfis de rugosidade otimizados para cada material, evidenciam a influência da composição química nos DSS analisados.
- A análise da microdureza constatou que o processo de fresamento influenciou o encruamento dos DSS. Em ambos os materiais, o passe de menor rugosidade provocou um encruamento de aproximadamente 13% na comparação com as chapas não usinadas.

- Para ambos os materiais, os valores de rugosidade obtidos por fresamento frontal são próximos aos gerados por processos de acabamento realizados posteriormente em superfícies planas, como o polimento.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

- Investigar de forma individual as três componentes da força de usinagem (força radial (F_r), força tangencial (F_t) e força axial (F_a)) no fresamento frontal dos aços inoxidáveis duplex LDX 2101 e DX 2205.
- Identificar a influência de cada parâmetro de corte sobre as tensões residuais presentes na superfície usinada.
- Analisar a microestrutura bifásica (austenita-ferrita) dos DSS e sua influência nos esforços de corte, no acabamento usinado e nos cavacos gerados.
- Reeditar a análise comparativa utilizando diferentes raios de ponta do inserto.
- Avaliar a influência de cada parâmetro de entrada (v_c , f_z e a_p), sobre as vibrações existentes no fresamento destes materiais.
- Realizar ensaios de vida dos insertos utilizados na usinagem de aços inoxidáveis de média liga (DX 2205) e alta liga (SDX 2507).
- Estudar a influência de cada perfil de rugosidade gerado no aumento da resistência à corrosão por pite.
- Mensurar quantitativamente a textura da superfície usinada utilizando o interferômetro Bruker ContourGT-K 3D.
- Reproduzir a metodologia utilizada neste estudo com parâmetros que possibilitem a usinagem de um aço inoxidável duplex de alta liga (SDX 2507).
- Refazer a análise comparativa aplicando um fluido de corte ecológico e comparar com as condições a seco.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

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

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

Airao, J, Chaudhary, B, Bajpai, V e Khanna, N. An experimental study of surface roughness variation in end milling of super duplex 2507 stainless steel, **Materials Today: Proceedings**, vol. 5, p: 3682-3689, 2018.

Ancelmo, C. **Torneamento do aço inoxidável super duplex UNS S32750 e influência na resistência à corrosão**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Univesidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, Brasil. 2013.

American Society for Testing and Materials. **ASTM A240/A240M-12**. Standard Specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate, Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for General Applications. 2012.

ASM. **ASM Handbook** - Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys. vol. 1, 10ª Ed., 2005.

Barbosa, P. A. **Estudo do comportamento mecânico na usinagem de aços inoxidáveis**. Tese de Doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Mecânica, USP, São Paulo, SP, Brasil. 2014.

Barros, B. N, Scarminio, I. S e Bruns, R. E. **Como Fazer Experimentos: Pesquisa e Desenvolvimento na Ciência e na Indústria**. Ed. UNICAMP, Campinas, SP 2º Ed., 2001.

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 de Mestrado em Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2017.

Bergquist, C e Olsson, J. **LDX 2101, a new stainless steel with excellent machining properties**, in: Proc. Stainless Steel World, Houston, USA, 2006.

Bordinassi, E. C. **Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável superduplex após torneamento**. Tese de Doutorado – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos. SP, Brasil, 2006.

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

Brien, E.O. **Residual stress - friend and foe: a civil aircraft perspective**. ICRS6. Oxford, UK, 2000.

Bruker. **Análise de Superfície e Dimensional, Microscópios Óticos 3D, ContourGT-K.** <https://www.bruker.com/products/surface-and-dimensional-analysis/3d-optical-microscopes/contourgt-k/overview.html>, 2018, Acesso em: 28-12-2018.

Carvalho, A. C. S. **Análise da furação do aço inoxidável AISI 304 com a aplicação externa de nanofluidos em quantidade reduzida.** Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil, 2018.

Cheng, K. **Machining Dynamics - Fundamentals, Applications and Practices.** vol. 18, Editora Springer, Londres, 1ª Ed., 2009.

Chevrier, P. et al. Investigation of Surface Integrity in High Speed End Milling of a Low Alloyed Steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture, Ile du Saulcy**, vol. 43, p. 1135-1142, Apr. 2003.

Davis, J.R. **Stainless Steel.**, 345p. (p.6), 1994.

Dib, M. H. M. **Fundamentos do fresamento: uma aplicação em microfresamento.** Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, Brasil, 2013.

Dieter, G. **Engineering Design.** Editora Mc Graw-Hill, 4ªEd., 2000.

Diniz, A. E, Marcondes, F. C e Coppini, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** Editora Artliber, SP, 8ª Ed., 2013.

Do Carmo, D.C. **Análise de tensão por ultrassom em uma barra de aço estrutural sob flexão.** Dissertação (Mestrado) – Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.

Dormer, T. **Manual Técnico.** <https://www.dormerpramet.com/pt-pt/products/milling/solid-milling-cutters>, 2018, Acesso em: 23-02-2018.

Farias, A. **Análise da Tensão Residual e Integridade Superficial no Processo de Torneamento em Material Endurecido do Aço ABNT 8620 Cementado.** Dissertação (Mestrado), USP São Paulo, 191 p., 2009.

Ferraresi, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais.** vol. 1, Editora Edgard Blücher, São Paulo, Brasil, 12ª Ed., 1977.

Ferreira S. L. C, Bruns, R. E, Silva E. G. P, Santos W. N. L. dos, Quintella C. M, David J. M., Andrade J. B. de, Breitzkreitz M. C, Jardim I. C. S. F e Neto B. B. Statistical designs and response surface techniques for the optimization of chromatographic systems. **Journal of Chromatography A**, vol. 1158, No. 1-2, p. 2-14, 2007.

Gamarra, J. R. **Estratégias de usinagem no torneamento de aço inoxidável super duplex (UNS S32750).** Dissertação de Mestrado, Faculdade em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, SP, Brasil, 2017.

Gouveia, R. M, Silva, F. J. G, Reis, P e Baptista A. P. M. Machining Duplex Stainless Steel: Comparative Study Regarding End Mill Coated Tools. **Coatings**, vol. 6, p 6-30, 2016.

Gravalos, M. T. **Efeitos da usinagem na integridade superficial de um aço inoxidável superaustenítico**. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, Brasil, 2008.

Hackenhaar, W. **Avaliação da eficiência térmica e de fusão na soldagem MAG em diferentes geometrias de juntas**. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil, 2016.

Hassiotis, N. D e Petropoulos, G. P. Influence of Surface Roughness on Corrosion Resistance of Turned Carbon Steel Parts. **International Journal of Machining and Machinability of Materials**, vol. 1, p. 202 – 212, 2006.

IMOA. **Practical Guidelines for the Fabrication of Duplex Stainless Steels**. 3 ed., International Molybdenum Association. Pittsburgh: TMR Stainless, 2014.

Jebaraj, A. V, Ajaykumar, L, Deepak, C. R e Aditya, K. V. V. (2017) Weldability, machinability and surfacing of commercial duplex stainless steel AISI2205 for marine applications – A recent review. **Journal Advanced Research**. vol. 8, p 183-199. 2017.

Kalpakjian, S e Schmid, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**, 7.ed., Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2010.

Klocke, F. **Manufacturing processes 1: cutting**. RWTH Aachen, Berlin Heidelberg: SpringerVerlag, 504p, 2011.

Liang, S. Y, SU, J-C. Residual Stress Modeling in Orthogonal Machining. **Annals of the CIRP**, vol. 56, p. 65-68, 2007.

Lu, J.; **Handbook of Measurements of Residual Stress**, vol. 2, Ed. SEM, 2a ed., pp. 417, 2005.

Machado, Á. R, Abrão, A. M, Coelho, R. T e Silva, M. B, **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Editora: Edgard Blucher, São Paulo, SP, 3ª Ed., 2015.

Makadia, A. J e Nanavati, J.I. Optimisation of machining parameters for turning operations based on response surface methodology. **Measurement**, vol. 46, p. 1521-1529. 2013.

Manohar, M e Sivakumar, D. Application of Box Behnken design to optimize the parameters for turning Inconel 718 using coated carbide tools. **International Journal of Scientific & Engineering Research**, vol. 4, p. 620-642, 2013.

Minitab. **StatGuide**. <https://www.minitab.com.br>, 2018, Acesso em: 25-09-2018.

Mitutoyo. **SJ-201 Surface Roughness Tester – User Manual**. Mitutoyo America Corporation, USA. https://www.atecorp.com/ATECorp/media/pdfs/data-sheets/Mitutoyo-SJ-201P_Datasheet.pdf, 2010, Acesso em: 25-09-2018.

Modenesi, P. J. **Soldabilidade dos Aços Inoxidáveis**. São Paulo: SENAI, p.100, 2001.

Montgomery, D. C. **Applied Statistics and Probability for Engineers**. 4th ed. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons, 2007.

Montgomery, D. **Design and Analysis of Experiments**. John Wiley & Sons, Inc. Arizona State University, USA. 8ªEd., 2013.

Montgomery, D. C. **Introdução ao Controle Estatístico da Qualidade**. Editora LTC, 4ª Ed, 2004.

Morelo, F. **Análise da influência do mandrilamento na integridade superficial do aço inoxidável super duplex**. Dissertação de Mestrado, PPG em Engenharia Mecânica e Materiais, UTFP, Curitiba, PR, Brasil, 2014.

Oliveira, T.L.L e Rezende A.C. **Efeito do tratamento térmico sobre tensões residuais em produtos de aço forjados a frio**. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 6, 2001, Caxias do Sul. Anais. Caxias do Sul, Rio Grande do Sul, 2011.

Outokumpu. **Handbook**. <https://www.outokumpu.com/en/products/forms/hot-rolled-coil-strip-and-plate>, 2018, Acesso em: 06-06-2018.

Petropoulos P.G.N, Pandazaras N.P e Davim J. P. Surface Texture Characterization and Evaluation Related to Machining. In: Davim, J. P. **Surface Integrity in Machining**. 1ª Ed. Portugal: Springer, Cap. 2, p. 37-66, 2010.

Philip, S. D e Rajesh, P. K. Prediction of surface roughness in end milling operation of duplex stainless steel using response surface methodology. **Journal Engineering Science and Technology**. vol. 3, p. 340-352, 2015.

Policena, M, et al. Surface roughness analysis in finishing end-milling of duplex stainless steel UNS S32205. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 98, p. 1617. 2018.

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

Roberge, P. R. **Handbook of Corrosion Engineering**. Editora McGraw-Hill Handbooks, New York, USA, p.1-54, 2000.

Saï, B, Salah B e Lebrun, J.L. Influence of machining by finishing milling on surface characteristics. **Institute Journal Machining Tools & Manufacturing**, vol. 41, p. 443-450, 2001.

Sandvik Coromant, **High Pressure Coolant Machining**, AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 2010.

Sandvik. **Manual Técnico de Usinagem, Parte D – Fresamento, Sandvik Coromant**, 2018, <https://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/machining-formulas-definitions/pages/milling.aspx>, Acesso em: 20-03-2018.

Santos, S. C e Sales, F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**, Editora Artliber, São Paulo, SP, Brasil, 1ª Ed, 2007.

Selvaraj, D. P. Optimization of cutting force of duplex stainless steel in dry milling operation, **Materials Today: Proceedings**, vol. 10: p. 11141-11147, 2017.

Silva, A. L. C e Mei, P. R. **Aços e Ligas Especiais**. Sumaré: ELETROMETAL S.A, p.305-307, 2ª Ed, 1988.

Silva, P.S. **Comportamento mecânico de materiais metálicos**. Universidade Federal Do Paraná, 1999.

Snis, M e Olsson, J. Reduce costs for storage and distribution of desalted water – use duplex stainless steel. **Desalination**, vol. 223, p. 476-486, 2008.

Sória, B. S. **Estudo do comportamento das vibrações em fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316 utilizando transformada de Wavelet**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, Brasil, 2016.

Talus, E. **Optimal use of duplex stainless steel in storagetanks**. MSc Dissertation. Department of Management and Engineering, Linköping University, Suécia, 2013.

Tavares, J. M. R. S. “**Indicação dos estados de superfície**”. **CFAC – Conceção e Fabrico Assistidos por Computador**. FEUP – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto. <http://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/>, 2012, Acesso em: 25-03-2018.

Theil, H. **Principles of Econometrics**. New York: Jonh Wilwey & Sons, 1978.

Trent, E e Wright P. **Metal Cutting**. Oxford [England], Boston: Butterworth Heinemann, 4ª Ed, 2000.

Walter T. **Manual Técnico**. <https://www.walter-tools.com/en-gb/tools/innovations/milling/Pages/innovations-milling-2/new-products-milling-2.aspx>, 2018, Acesso em: 23-02-2018.

Yamane, Y, Ryutaro, T, Tadanori, S, Ramirez, I, M. e Keiji, Y. A new quantitative evaluation for characteristic of surface roughnessin turning, **Elsevier-Precision Engineering**, vol. 50, p. 20-26, 2017.

APÊNDICE A - Modelo de aquisição de sinais das forças de usinagem.

O modelo de aquisição de sinal para efeito de comparação entre as amostras do experimento foi apresentado pela Figura 3.7.

O tempo de corte (t_c) foi determinado para cada combinação utilizando a Equação (3.1). Os tempos utilizados nos experimentos encontram-se na Tabela A.1.

Tabela A.1 – Tempos de corte (s) para cada combinação entre avanço por dente e rotação.

f_z [mm/dente]	$n_1 = 1273$ rpm ($v_c = 80$ m/min)	$n_2 = 1512$ rpm ($v_c = 95$ m/min)	$n_3 = 1750$ rpm ($v_c = 110$ m/min)
0,050	15,0	12,7	11,0
0,125	6,00	5,00	4,38
0,200	3,70	3,17	2,70

O tempo t_c correspondente a cada combinação foi multiplicado pela taxa de aquisição de 5000 pontos por segundo, definindo o limite superior do intervalo de análise (NTPa) pela Equação (3.2). Os valores de cada amostra são encontrados na Tabela A.2.

Tabela A.2 – Variáveis independentes aleatorizadas pelo BBD.

Amostra	Variáveis independentes de entrada				t_c [s]	NTPa
	v_c [m/min]	n [rpm]	f_z [mm/z]	a_p [mm]		
1	80	1273	0,125	0,2	6,00	30000
2	80	1273	0,200	0,4	3,70	18500
3	80	1273	0,125	0,6	6,00	30000
4	95	1512	0,050	0,6	12,7	63500
5	110	1750	0,050	0,4	11,0	55000
6	95	1512	0,050	0,2	12,7	63500
7	110	1750	0,125	0,2	4,38	21900
8	80	1273	0,050	0,4	15,0	75000
9	95	1512	0,125	0,4	5,00	25000
10	95	1512	0,200	0,2	3,17	15850
11	95	1512	0,200	0,6	3,17	15850
12	110	1750	0,125	0,6	4,38	21900
13	110	1750	0,200	0,4	2,70	13500
14	95	1512	0,125	0,4	5,00	25000
15	95	1512	0,125	0,4	5,00	25000

Para realizar uma análise entre as condições de operação, optou-se por comparar os sinais de força da usinagem (F_U) correspondentes a 10 rotações do cabeçote fresador

(intervalo de análise). Assim, para cada condição foi calculado o NPR10, conforme mostra a Equação 3.3 e o limite inferior do intervalo (LIA) através da Equação 3.4. Assim, foram determinados os intervalos de pontos de análise (IPA) apresentados na Tabela A.3.

Tabela A.3 – Variáveis dependentes aleatorizadas pelo BBD.

Amostra	t_c [s]	NTPa	NPR10	LIA	IPA
1	6,00	30000	2356	27644	27644 – 30000
2	3,70	18500	2356	16144	16144 – 18500
3	6,00	30000	2356	27644	27644 – 30000
4	12,7	63500	1984	61516	61516 – 63500
5	11,0	55000	1714	53286	53286 – 55000
6	12,7	63500	1984	61516	61516 – 63500
7	4,38	21900	1714	20186	20186 – 21900
8	15,0	75000	2356	72644	72644 – 75000
9	5,00	25000	1984	23016	23016 – 25000
10	3,17	15850	1984	13866	13866 – 15850
11	3,17	15850	1984	13866	13866 – 15850
12	4,38	21900	1714	20186	20186 – 21900
13	2,70	13500	1714	11786	11786 – 13500
14	5,00	25000	1984	23016	23016 – 25000
15	5,00	25000	1984	23016	23016 – 25000

APÊNDICE B - ANOVA referente às forças de usinagem.

A Tabela A.4 mostra a análise de variância referente às parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem geradas na usinagem dos dois materiais.

Tabela A.4 – ANOVA da μF_U e ΔF_U na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.

μF_U	DX 2205					LDX 2101				
Fator	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)
v_c	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
f_z	17827,4	1	17827,4	0,00	31,32	16744,5	1	16744,5	0,00	33,30
a_p	34210,7	1	34210,7	0,00	60,11	29161,1	1	29161,1	0,00	58,00
v_c^2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
f_z^2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
a_p^2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$v_c \times f_z$	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$v_c \times a_p$	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$f_z \times a_p$	3354,1	1	3354,1	0,00	5,89	3306,3	1	3306,3	0,00	6,57
Erro	1513,6	11	137,6		2,65	1076,5	11	97,9		2,14
Total	56905,9	14				50288,4	14			
	$R^2 = 97,3\%$		$R^2_{ajust} = 97,1\%$			$R^2 = 97,9\%$		$R^2_{ajust} = 97,7\%$		

ΔF_U	DX 2205					LDX 2101				
Fator	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)
v_c	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
f_z	3415,5	1	3415,5	0,01	17,15	7812,5	1	7812,5	0,00	31,04
a_p	12166,4	1	12166,4	0,00	61,07	15931,1	1	15931,1	0,00	63,30
v_c^2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
f_z^2	-	-	-	-	-	143,8	1	143,8	0,06	0,60
a_p^2	-	-	-	-	-	280	1	280	0,02	1,11
$v_c \times f_z$	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$v_c \times a_p$	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$f_z \times a_p$	-	-	-	-	-	841,0	1	841,0	0,00	3,34
Erro	4337,9	12	371,7		21,77	136,1	9	15,1		0,54
Total	19919,8	14				25169,3	14			
	$R^2 = 78,2\%$		$R^2_{ajust} = 76,5\%$			$R^2 = 99,5\%$		$R^2_{ajust} = 99,4\%$		

APÊNDICE C - ANOVA referente às rugosidades R_a e R_z .

A Tabela A.5 mostra a análise de variância referente às rugosidades R_a e R_z geradas na usinagem dos dois materiais.

Tabela A.5 – ANOVA para valores de R_a e R_z na usinagem do DX 2205 e LDX 2101.

R_a	DX 2205					LDX 2101				
Fator	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)
v_c	0,019339	1	0,019339	0,094	7,58	0,022401	1	0,022401	0,169	10,64
f_z	0,185035	1	0,185035	0,001	72,52	0,083368	1	0,083368	0,027	39,61
a_p	0,000401	1	0,000401	0,778	0,15	0,013339	1	0,013339	0,271	6,33
v_c^2	0,001436	1	0,001436	0,598	0,05	0,009751	1	0,009751	0,338	4,63
f_z^2	0,001823	1	0,001823	0,554	0,71	0,000390	1	0,000390	0,841	0,01
a_p^2	0,000138	1	0,000138	0,868	0,054	0,006073	1	0,006073	0,442	2,88
$v_c \times f_z$	0,009669	1	0,009669	0,204	3,78	0,020544	1	0,020544	0,185	9,76
$v_c \times a_p$	0,012469	1	0,012469	0,158	4,88	0,011025	1	0,011025	0,311	5,24
$f_z \times a_p$	0,002178	1	0,002178	0,519	0,85	0,000469	1	0,000469	0,826	0,22
Erro	0,022699	5	0,004540		8,89	0,043499	5	0,008700		20,67
Total	0,255129	14				0,210433	14			
	$R^2 = 91,1\%$		$R^2_{ajust} = 90,4\%$			$R^2 = 79,3\%$		$R^2_{ajust} = 77,7\%$		

R_z	DX 2205					LDX 2101				
Fator	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)
v_c	0,01967	1	0,01967	0,629	0,77	0,58140	1	0,58140	0,176	12,14
f_z	1,83681	1	1,83681	0,004	71,93	1,96350	1	1,96350	0,034	41,01
a_p	0,03083	1	0,03083	0,548	1,20	0,02494	1	0,02494	0,757	0,52
v_c^2	0,00216	1	0,00216	0,872	0,08	0,30166	1	0,30166	0,308	6,30
f_z^2	0,02266	1	0,02266	0,605	0,88	0,12074	1	0,12074	0,505	2,52
a_p^2	0,03631	1	0,03631	0,516	1,42	0,00263	1	0,00263	0,920	0,05
$v_c \times f_z$	0,00780	1	0,00780	0,759	0,30	0,38028	1	0,38028	0,259	7,94
$v_c \times a_p$	0,00694	1	0,00694	0,772	0,23	0,18922	1	0,18922	0,410	3,95
$f_z \times a_p$	0,21934	1	0,21934	0,147	8,59	0,02007	1	0,02007	0,782	0,41
Erro	0,37212	5	0,074424		14,57	1,17179	5	0,24336		24,47
Total	2,55346	14				4,78703	14			
	$R^2 = 85,4\%$		$R^2_{ajust} = 84,3\%$			$R^2 = 75,5\%$		$R^2_{ajust} = 73,6\%$		