

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

Tese

ESTUDO DE USINABILIDADE E INFLUÊNCIA DO ACABAMENTO GERADO
POR FRESAMENTO FRONTAL NA RESISTÊNCIA À CORROSÃO POR PITES
EM AÇOS INOXIDÁVEIS DUPLEX

por

Mauricio Rodrigues Policena

Porto Alegre, outubro de 2022

ESTUDO DE USINABILIDADE E INFLUÊNCIA DO ACABAMENTO GERADO
POR FRESAMENTO FRONTAL NA RESISTÊNCIA À CORROSÃO POR PITES
EM AÇOS INOXIDÁVEIS DUPLEX

por

Mauricio Rodrigues Policena
Mestre em Projeto e Processos de Fabricação

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

Doutor em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

PPGEM / UNICAMP

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez

PROMECC / UFRGS

Prof. Dr. Rolf Bertrand Schroeter

POSMEC / UFSC

Prof. Dr. Felipe Roman Centeno

Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 07 de outubro de 2022

A meus pais Olila e João Célio (*in memoriam*)

AGRADECIMENTOS

A Deus pelo dom da vida.

Ao meu orientador Prof. Dr. André João de Souza, pelo carinho, paciência, dedicação, ensinamentos e amizade construída.

Ao Laboratório de Automação e Usinagem (LAUS), em especial ao técnico Guilherme Vargas Schirmer pelo seu auxílio na experimentação, sugestões e amizade.

À empresa Walter Tools pela doação das ferramentas.

Às empresas Outokumpu e Megaligas pela doação dos aços inoxidáveis duplex.

Ao Laboratório de Materiais da Universidade de Passo Fundo (UPF), em especial ao Me. Luiz Eduardo Silva, pelo auxílio nas imagens de MEV/EDS, à técnica Cassiane pelo auxílio nas metalografias e medições.

À professora Me. Ana Paula Harter Vaniel do Instituto de Ciências Exatas e Geociências da UPF, pelo auxílio nos ensaios de corrosão.

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PROMEC), em especial ao coordenador Dr. Fernando Marcelo Pereira, por disponibilizar recursos financeiros para realização de ensaios.

Aos professores da Banca Examinadora pelas sugestões apresentadas.

Aos meus colegas de Instituto Federal Sul-rio-grandense, Campus Passo Fundo, pelo auxílio e contribuições.

Aos meus colegas de Pós-Graduação, Rafael, Yachel e Júlia.

A meus pais Olila e João Célio (*in memoriam*) pelos ensinamentos.

Aos meus irmãos Mauro e Celma por fazerem parte da minha vida.

A minha amada esposa Cássia por compreender minha ausência e sonhar junto comigo.

A meus filhos Henrique e Helena por trazerem luz para minha vida.

Enfim, a todos que contribuíram para tornar este trabalho possível.

RESUMO

Os aços inoxidáveis duplex (DSS) são amplamente utilizados nas indústrias de petróleo, química e energia, devido às boas propriedades mecânicas associadas à alta resistência à oxidação e corrosão, o que resulta em baixa usinabilidade. O fresamento em materiais de difícil corte produz perfis ranhurados nas superfícies usinadas. O presente trabalho analisou a usinabilidade no fresamento frontal a seco de quatro tipos de DSS: LDX 2101, DX 2205, DX 2304 e SDX 2507, em relação aos esforços de corte, formação do cavaco e integridade superficial. A velocidade de corte (v_c), o avanço por dente (f_z) e a profundidade de corte axial (a_p) foram aleatorizadas com o projeto de experimento de Box-Behnken. Investigaram-se as parcelas estáticas e dinâmicas da força de usinagem (F_U), enquanto a transformada discreta de *Wavelet* forneceu informações sobre as vibrações de baixa (A_4) e alta frequência (D_1) dos sinais adquiridos. Os fatores de entrada f_z e a_p influenciaram F_U , A_4 e D_1 . A rugosidade apresentou uma maior variabilidade. A microdureza dos cavacos e das chapas foi medida e as suas metalografias identificaram as fases ferrita e austenita. A análise através de microscopia eletrônica de varredura mostrou locais de compactação ao longo do comprimento do cavaco, bordas irregulares, formato de hélice e estruturas de variados tamanhos. Otimizaram-se simultaneamente as quatro variáveis de resposta (μF_U , ΔF_U , R_a , R_z) e cada DSS apresentou níveis específicos para os parâmetros de corte. A curva de Abbott-Firestone e a função distribuição de amplitudes indicaram que o SDX 2507 apresentou a menor declividade e maior curtose, seguido pelo DX 2304, DX 2205 e LDX 2101. A análise da superfície por interferometria indicou maior curtose para as superfícies otimizadas, com vales predominando (assimetria negativa). O ensaio de corrosão constatou pites de variados tamanhos (maiores no LDX 2101 e DX 2304). A perda de massa diminuiu nas menores rugosidades médias parciais (R_z). Com $1,6 \mu\text{m} < R_z < 3,9 \mu\text{m}$, formaram-se de 20 a 30 pites/ mm^2 (em sulcos e ranhuras deixadas pela ferramenta). Na medição com espectroscopia por energia dispersiva, elevados teores de enxofre (possíveis inclusões) foram obtidos, além de um alto valor de cromo no centro do pite.

Palavras-chave: aços inoxidáveis duplex, fresamento frontal a seco, forças e vibrações de usinagem, resistência à corrosão por pites, textura e integridade superficial.

ABSTRACT

Duplex stainless steels (DSS) are widely used in the petroleum, chemical, and energy industries due to their excellent mechanical properties associated with high oxidation and corrosion resistance, resulting in poor machinability. Milling hard-to-cut materials produce grooved profiles on machined surfaces. The present work analyzed the machinability in dry face milling of four types of DSS: LDX 2101, DX 2205, DX 2304, and SDX 2507, about cutting forces, chip formation, and surface integrity. Cutting speed (v_c), feed per tooth (f_z), and axial depth of cut (a_p) were randomized with the Box-Behnken experimental design. The static and dynamic portions of the machining force (F_U) were investigated, while the discrete *Wavelet* transforms provided information about the low (A_4) and high frequency (D_I) vibrations of the acquired signals. The f_z and a_p input factors influenced F_U , A_4 , and D_I . The surface roughness showed more significant variability. The chips' and plates' microhardness were measured, and their metallographies showed ferrite and austenite phases. Analysis by scanning electron microscopy showed compaction sites along the chip length, irregular edges, helix shape, and structures of varying sizes. The four response variables (μF_U , ΔF_U , R_a , R_z) were simultaneously optimized, and each DSS presented specific levels for the cutting parameters. The Abbott-Firestone curve and amplitude distribution function indicated that SDX 2507 had the lowest slope and highest kurtosis, followed by DX 2304, DX 2205, and LDX 2101. Surface analysis by interferometry showed higher kurtosis for optimized surfaces, with valleys predominating (negative asymmetry). The corrosion test found pits of different sizes (larger in LDX 2101 and DX 2304). The mass loss decreased in the smallest average maximum height of the profile (R_z). With R_z from 1.6 to 3.9 μm , 20 to 30 pits/ mm^2 were formed (in scratches and grooves left by the tool). In the measurement with energy dispersive spectroscopy, high levels of sulfur (possible inclusions) were obtained, in addition to a high value of chromium in the center of the pit.

Keywords: duplex stainless steels, dry end milling, machining forces and vibrations, pitting corrosion resistance, texture and surface integrity.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivos.....	3
1.1.1	Objetivo geral	3
1.1.2	Objetivos específicos.....	3
1.2	Justificativa.....	3
1.3	Originalidade	4
1.4	Contribuições.....	5
1.5	Estrutura do Trabalho	5
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	7
2.1	Aços Inoxidáveis Duplex	7
2.1.1	Produção e utilização.....	10
2.1.2	Usinabilidade	12
2.2	Avaliação da Usinabilidade	14
2.2.1	Forças de usinagem	14
2.2.2	Vibração	16
2.2.3	Textura da superfície usinada	17
2.2.4	Integridade da superfície usinada	23
2.2.5	Desgaste e vida da ferramenta.....	26
2.2.6	Formação do cavaco	28
2.3	Corrosão por Pites	31
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	34
3.1	Caracterização dos Materiais e dos Corpos de Prova.....	34
3.1.1	Análise metalográfica	36
3.1.2	Corpos de prova.....	37
3.2	Definição da Máquina Operatriz e da Ferramenta de Corte.....	37
3.3	Planejamento da Experimentação em Usinagem	38
3.4	Aquisição e Processamento dos Sinais de Força	39
3.5	Análise de Vibrações.....	41
3.6	Avaliação da Rugosidade	42
3.7	Verificação dos Desgastes da Ferramenta.....	42
3.8	Caracterização dos Cavacos	43

3.9	Medição das Microdurezas	44
3.10	Otimização Multivariada	44
3.11	Ensaio de Corrosão	44
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	47
4.1	Microestrutura e Microdureza dos Materiais	48
4.2	Forças e Vibrações	53
4.2.1	Força de usinagem	54
4.2.2	Forças ativas e passivas	59
4.2.3	Avaliação das vibrações por DWT	64
4.3	Análise da Rugosidade	68
4.4	Desgastes e Avarias na Ferramenta	74
4.5	Cavacos Gerados	77
4.5.1	Análise no LDX 2101	78
4.5.2	Análise no LDX 2304	81
4.5.3	Análise no DX 2205	83
4.5.4	Análise no SDX 2507	85
4.5.5	Verificação do endurecimento por deformação do cavaco	86
4.5.6	Comentários	88
4.6	Análise Estatística e Otimização	88
4.6.1	Otimização multivariada	88
4.6.2	Ensaio de validação do modelo multiobjetivo	90
4.6.3	Parâmetros estatísticos da rugosidade	93
4.6.4	Interferometria	96
4.7	Ensaio de Corrosão Acelerada	99
4.7.1	Análise estatística	99
4.7.2	Análise das superfícies	103
5	CONCLUSÕES	116
5.1	Sugestões para Trabalhos Futuros	119
6	REFERÊNCIAS	120
	APÊNDICES	136

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Trabalhos em usinagem de DSS.....	7
Figura 2.2	Relação entre os elementos de liga e as propriedades do material [Ståhl, 2012]. ...	9
Figura 2.3	Crescimento estimado da produção mundial de aços inoxidáveis [Oliveira Jr, 2013].	11
Figura 2.4	Diferentes usinabilidades dos DSS [IMOA, 2001 <i>apud</i> Oliveira Jr., 2013].....	12
Figura 2.5	Fatores que afetam a usinabilidade [adaptado de Ståhl, 2012].....	14
Figura 2.6	Diagrama de causa e efeito para a força de corte [Bajić <i>et al.</i> , 2012].	15
Figura 2.7	Multirresolução <i>Wavelet</i> [Sória <i>et al.</i> , 2019].....	16
Figura 2.8	Diferentes desvios da superfície [Klocke, 2011].....	18
Figura 2.9	Diagrama de causa e efeito para a rugosidade [Bajić <i>et al.</i> , 2012].....	19
Figura 2.10	Representação dos parâmetros R_a e R_z no perfil de rugosidade [Tavares, 2012]. .	19
Figura 2.11	Representação da relação entre o perfil de rugosidade e os parâmetros estatísticos: (a) assimetria; (b) curtose [Gadelmawla <i>et al.</i> , 2002].	21
Figura 2.12	Curvas AFC e ADF para condições otimizadas (as linhas pontilhadas representam as configurações da curva: amostra 10 “vermelha”; amostra 17 “verde”; amostra 20 “laranja”) [Policena <i>et al.</i> , 2018].	23
Figura 2.13	Influência dos parâmetros de corte sobre a integridade da superfície usinada [adaptado de Ståhl, 2012].	24
Figura 2.14	Distribuição de calor simulada por elementos finitos [Uhlmann <i>et al.</i> , 2017].	28
Figura 2.15	Cavacos gerados no fresamento frontal para as menores rugosidades obtidas: (a) LDSS 2101 (b) DSS 2205 [Garcia, 2019].	30
Figura 2.16	Iniciação e propagação de um pite [adaptado de Zhou, 2016].	32
Figura 3.1	Fluxograma de desenvolvimento do trabalho.....	34
Figura 3.2	Corpos de prova: (a) representação esquemática das dimensões após a usinagem; (b) chapas furadas para fixação no dinamômetro.	37
Figura 3.3	(a) Centro de usinagem Romi <i>Discovery 308</i> ; (b) características do inserto e do cabeçote [adaptada de Walter Tools, 2018].....	38
Figura 3.4	Sistema de monitoramento e aquisição de sinais de força [Cortesia do LAUS]. ..	40
Figura 3.5	Região considerada na análise dos resultados	40
Figura 3.6	Cavacos embutidos em baquelite.....	43
Figura 3.7	Preparação dos cavacos para análise: (a) MEV; (b) cavacos fixados em <i>stab</i>	43

Figura 3.8	Ensaio de corrosão em FeCl ₃ : (a) embutimento das amostras; (b) posicionamento no béquer; (c) adição da solução; (d) verificação da temperatura.	45
Figura 3.9	Exemplo de imagens da superfície gerada pelo passe 9 no DX 2304: (a) captada pelo MEV (100x); (b) discretizada pelo ImageJ.....	46
Figura 4.1	Microestrutura do LDX 2101 contendo Fe- α (azul escuro) e Fe- γ (cinza claro): (a) ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.....	48
Figura 4.2	Microestrutura do DX 2304 contendo Fe- α (marrom) e Fe- γ (azul claro): (a) ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.....	48
Figura 4.3	Microestrutura do DX 2205 contendo Fe- α (azul claro) e Fe- γ (bege): (a) ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.	49
Figura 4.4	Microestrutura do SDX 2507 contendo Fe- α (marrom) e Fe- γ (azul claro): (a) ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.....	49
Figura 4.5	Frações volumétricas das fases nos diferentes DSS.	50
Figura 4.6	Microdurezas das fases nos diferentes DSS.	51
Figura 4.7	Pontos de análise EDS nas chapas (imagens MEV 6000x): (a) LDX 2101; (b) DX 2304; (c) DX 2205; (d) SDX 2507.	53
Figura 4.8	Parcela estática da força (μF_U) medida nos quatro DSS	54
Figura 4.9	Parcela dinâmica da força (ΔF_U) medida nos quatro DSS.....	56
Figura 4.10	Parcela estática da força ativa (μF_A).....	60
Figura 4.11	Parcela dinâmica da força ativa (ΔF_A).....	61
Figura 4.12	Parcela estática da força passiva (μF_P).....	62
Figura 4.13	Parcela dinâmica da força passiva (ΔF_P).....	63
Figura 4.14	LDX 2101: passe 11 (a) F_U e A_4 ; (b) D_I ; passe 6 (c) F_U e A_4 ; (d) D_I	64
Figura 4.15	DX 2304: passe 11 (a) F_U e A_4 ; (b) D_I ; passe 13 (c) F_U e A_4 ; (d) D_I	65
Figura 4.16	DX 2205: passe 11 (a) F_U e A_4 ; (b) D_I ; passe 8 (c) F_U e A_4 ; (d) D_I	66
Figura 4.17	SDX 2507: passe 11 (a) F_U e A_4 ; (b) D_I ; passe 13 (c) F_U e A_4 ; (d) D_I	67
Figura 4.18	Rugosidade (R_a) medida nos quatro DSS.	69
Figura 4.19	Rugosidade (R_z) medida nos quatro DSS.	71
Figura 4.20	Desgastes na ferramenta de corte no ensaio do SDX 2507.	75
Figura 4.21	Cavacos obtidos no fresamento do SDX 2507: (a) passe 2; (b) passe 3; (c) passe 4; (d) passe 9; (e) passe 10; (f) passe 13 (dimensões de aproximadamente 10 mm). 78	
Figura 4.22	LDX 2101: cavaco do passe 12 com diferentes ampliações.....	79
Figura 4.23	LDX 2101: cavaco do passe 12 analisado no MEV com diferentes ampliações... 80	
Figura 4.24	DX 2304: cavaco do passe 2 com diferentes ampliações.	81
Figura 4.25	DX 2304: cavaco do passe 2 analisado no MEV com diferentes ampliações.	82

Figura 4.26	DX 2205: cavaco do passe 11 com diferentes ampliações	83
Figura 4.27	DX 2205: cavaco do passe 11 analisado no MEV com diferentes ampliações.	84
Figura 4.28	SDX 2507: cavacos dos passes 2 (a, b) e 12 (c, d) com diferentes ampliações.....	85
Figura 4.29	Microdureza dos cavacos.....	86
Figura 4.30	Otimização multivariada: (a) LDX 2101; (b) DX 2304; (c) DX 2205; (d) SDX 2507.	89
Figura 4.31	Forças ativas e passivas, aproximação e detalhamento da força de usinagem nos passes de validação no: (a) LDX 2101; (b) DX 2304; (c) DX 2205; (d) SDX 2507.	92
Figura 4.32	Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o LDX 2101: (a) Passe 2; (b) Passe 18	94
Figura 4.33	Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o DX 2304: (a) Passe 9; (b) Passe 18.	94
Figura 4.34	Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o DX 2205: (a) Passe 11; (b) Passe 17	95
Figura 4.35	Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o SDX 2507: (a) Passe 14; (b) Passe 16.	96
Figura 4.36	Imagens 3D das superfícies.	97
Figura 4.37	Mapa assimetria vs. curtose em cada passe avaliado.....	98
Figura 4.38	Área corroída (% de pites) em diferentes DSS.	100
Figura 4.39	Gráfico dos efeitos principais sobre a área corroída (% de pites).	101
Figura 4.40	Perda de massa em função de R_z	101
Figura 4.41	Densidade de pites para diferentes rugosidades R_z	102
Figura 4.42	Relação entre a curtose (R_{ku}) e a perda de massa.	103
Figura 4.43	Análise das imagens da superfície da amostra 2-LDX 2101: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 300x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x.....	104
Figura 4.44	Análise das imagens da superfície da amostra 18-LDX 2101: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 300x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x.....	106
Figura 4.45	Análise das imagens da superfície da amostra 9-DX 2304: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x; (d) MEV 6000x	107
Figura 4.46	Análise das imagens da superfície da amostra 18-DX 2304: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 100x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x.....	108
Figura 4.47	Análise das imagens da superfície da amostra 11-DX 2205: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x	110

Figura 4.48	Análise das imagens da superfície da amostra 17-DX 2205: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 300x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x.....	111
Figura 4.49	Análise das imagens da superfície da amostra 14-SDX 2507: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x	113
Figura 4.50	Análise das imagens da superfície da amostra 16-SDX 2507: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Composição química dos aços inoxidáveis duplex série Forta [®] : LDX 2101, DX 2205, DX 2304 e SDX 2507 (% massa)	35
Tabela 3.2	Propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis duplex série Forta [®] : LDX 2101, DX 2205, DX 2304 e SDX 2507 [Outokumpu, 2018].	35
Tabela 3.3	Expansão térmica dos aços inoxidáveis duplex série Forta [®] : LDX 2101, DX 2304, DX 2205, e SDX 2507 [Outokumpu (2018) e Matweb (2020)].	36
Tabela 3.4	Propriedades físicas dos aços inoxidáveis duplex série Forta [®] : LDX 2101, DX 2205, DX 2304 e SDX 2507 [Outokumpu (2018) e Matweb (2020)].	36
Tabela 3.5	Variáveis de entrada para o fresamento dos quatro DSS.	39
Tabela 3.6	Combinações aleatorizadas dos parâmetros de entrada.	39
Tabela 4.1	Microdureza das chapas.	51
Tabela 4.2	Composição química medida nos DSS e PREN calculado nas fases.	52
Tabela 4.3	ANOVA reduzida para as parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem no fresamento dos 4 DSS.	57
Tabela 4.4	ANOVA reduzida para as rugosidades R_a e R_z no fresamento dos 4 DSS.	72
Tabela 4.5	Resultados da otimização multivariada.	90
Tabela 4.6	Variáveis medidas e previstas após os passes de validação do modelo.	91
Tabela 4.7	EDS da amostra 2-LDX 2101 (Figura 4.43e)	105
Tabela 4.8	EDS da amostra 18-LDX 2101 (Figura 4.44e)	106
Tabela 4.9	EDS da amostra 9-DX 2304 (Figura 4.45d)	108
Tabela 4.10	EDS da amostra 18-DX 2304 (Figura 4.46e)	109
Tabela 4.11	EDS da amostra 11-DX 2205 (Figura 4.47c)	111
Tabela 4.12	EDS da amostra 17-DX 2205 (Figura 4.48e)	112
Tabela 4.13	EDS da amostra 14-SDX 2507 (Figura 4.49c)	113
Tabela 4.14	EDS da amostra 14-SDX 2507 (Figura 4.50c)	115
Tabela A.1	Trabalhos em fresamento de DSS.	136
Tabela B.1	Tempos de corte (s) para cada combinação entre avanço por dente e rotação. ...	140
Tabela B.2	Variáveis independentes aleatorizadas pelo BBD.	140
Tabela D.1	Valores calculados da parcela estática da força de usinagem.	142
Tabela D.2	Valores calculados da parcela dinâmica da força de usinagem.	143

Tabela D.3	Valores calculados da parcela estática da força ativa.	144
Tabela D.4	Valores calculados da parcela dinâmica da força ativa	145
Tabela D.5	Valores calculados da parcela estática da força passiva	146
Tabela D.6	Valores calculados da parcela dinâmica da força passiva	147
Tabela E.1	Valores de R_a medidos	148
Tabela E.2	Valores de R_z medidos	149
Tabela F.1	Valores da microdureza dos cavacos	150
Tabela G.1	Valores obtidos no ensaio de corrosão.	151
Tabela G.2	ANOVA do percentual de pites obtidos no ensaio de corrosão.	151
Tabela H.1	ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do LDX 2101.	152
Tabela H.2	ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do DX 2304.	153
Tabela H.3	ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do DX 2205.	154
Tabela H.4	ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do SDX 2507.	155

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

Abreviaturas e Siglas

ADF	Função Distribuição de Amplitudes (<i>Amplitude Distribution Function</i>)
AFC	Curva de Abbott-Firestone (<i>Abbott-Firestone Curve</i>)
AISI	Instituto Americano de Ferro e Aço (<i>American Iron and Steel Institute</i>)
ANOVA	Análise de Variância
APC	Aresta Postiça de Corte
ASS	Aço Inoxidável Austenítico (<i>Austenitic Stainless Steel</i>)
ASTM	Sociedade Americana de Testes e Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
AWJM	Usinagem por Jato D'água com Abrasivo (<i>Abrasive Water-Jet Machining</i>)
BBD	Experimento de Box-Behnken (<i>Box-Behnken Design</i>)
CVD	Deposição Química de Vapor (<i>Chemical Vapor Deposition</i>)
DSS	Aço Inoxidável Duplex (<i>Duplex Stainless Steel</i>)
DWT	Transformada Discreta de Wavelet (<i>Discrete Wavelet Transform</i>)
EDM	Usinagem por Eletroerosão (<i>Electrical Discharge Machining</i>)
EFM	Usinagem Ambientalmente Amigável (<i>Environmentally Friendly Machining</i>)
FEM	Modelagem por Elementos Finitos (<i>Finite Element Modelling</i>)
FFT	Transformada Rápida de Fourier (<i>Fast Fourier Transform</i>)
IMOA	Associação Internacional de Molibdênio (<i>International Molybdenum Association</i>)
IPA	Intervalos de Pontos de Análise
ISO	Organização Internacional de Normalização (<i>International Organization for Standardization</i>)
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
PREN	Número Equivalente à Resistência à Corrosão por Pite (<i>Pitting Resistance Equivalent Number</i>)
PVD	Deposição Física de Vapor (<i>Physical Vapor Deposition</i>)
SAF	Sandvik Austenítico-Ferrítico (<i>Sandvik Austenitic Ferritic</i>)
SCC	Trincas por Corrosão sob Tensão (<i>Stress Corrosion Cracking</i>)
UNS	Sistema de Numeração Unificado para Metais e Ligas (<i>Unified Numbering System for Metals and Alloys</i>)
WEDM	Usinagem por Eletroerosão a Fio (<i>Wire Electrical Discharge Machining</i>)
WT	Transformada de Wavelet (<i>Wavelet Transform</i>)

Símbolos

a_p	Profundidade de corte axial [mm]
f_z	Avanço por dente [mm/dente]
v_c	Velocidade de corte [m/min]
h	Espessura do cavaco [mm]
r_ε	Raio de ponta da ferramenta [mm]
F_a	Força axial [N]
F_r	Força radial [N]
F_t	Força tangencial [N]
F_c	Força de corte [N]
F_f	Força de avanço [N]
F_U	Força de usinagem [N]
F_x	Força na direção transversal [N]
F_y	Força na direção longitudinal [N]
F_z	Força na direção axial [N]
H	Grau de serrilhado [adm]
μF_U	Parcela estática [N]
ΔF_U	Parcela dinâmica [N]
n	Rotação [rpm]
R_a	Rugosidade média [μm]
R_z	Rugosidade média parcial [μm]
R_{max}	Rugosidade máxima [μm]
t_c	Tempo de corte [s]

1 INTRODUÇÃO

A usinagem é um dos processos mais antigos de fabricação de peças para a indústria metal mecânica. Consiste na transformação da matéria-prima em produto acabado através da remoção do material sobressalente em forma de cavaco pelo movimento relativo de rotação e translação entre a peça e a ferramenta, provocando deformação plástica na região do corte [Childs *et al.*, 2000; Klocke, 2011; Trent e Wright, 2000; Shaw, 2005]. Pesquisas envolvendo processos de usinagem levaram ao desenvolvimento econômico e ao aumento da produtividade em vários setores. Ligas com propriedades de alta resistência ao calor, alta resistência à corrosão, baixo peso específico e baixo custo são comumente necessárias, enquanto a fabricação de peças por usinagem dessas ligas torna-se um desafio [Nomani, 2014].

A utilização de aços inoxidáveis aumentou bastante em vários setores nas últimas décadas [Shashanka, 2016]. Seu uso cresceu a uma taxa de cerca de 4,7% entre 2016 e 2021, principalmente em petróleo e gás, indústria de processos químicos, papel e celulose, mineração, nuclear e muitas outras indústrias [Patra *et al.*, 2021]. Contudo, a sua usinabilidade costuma ser baixa quando comparada a outros aços devido ao alto grau de encruamento (endurecimento por deformação) e à baixa condutividade térmica. A primeira característica induz modificações mecânicas e comportamento heterogêneo nas superfícies usinadas levando à instabilidade no fluxo de cavacos (formação de cavacos segmentados) e flutuação nas forças de corte (vibrações); a segunda eleva as temperaturas nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. Ambas geram menor vida na ferramenta de corte e comprometem o acabamento da superfície usinada [Chandrasekaran *et al.*, 1994; Korkut *et al.*, 2004; M'Saoubi *et al.*, 1999; Raymundo *et al.*, 2014].

O estudo do aço inoxidável duplex (DSS – *Duplex Stainless Steel*) está em expansão e a qualidade da superfície usinada pode indicar o encruamento oriundo do endurecimento da camada superficial após a deformação plástica ocorrida no corte em uma temperatura com valor abaixo da temperatura de recristalização do material [Shashanka, 2016]. Geralmente, quanto mais duro o material, mais difícil é usiná-lo. No entanto, a usinabilidade é mais diretamente influenciada pela microestrutura do que pela dureza. Em muitos tipos de ligas (como os DSS), pode ser aprimorada se a microestrutura for uma estrutura de duas fases que consiste em uma fase frágil (austenita, Fe- γ) dispersa em uma matriz moderadamente dúctil (ferrita, Fe- α) [Selvaraj *et al.*, 2014]. Durante o processamento a frio de DSS ocorrem vários fenômenos distintos na ferrita e na austenita. Devido à alta difusão na ferrita, os mecanismos de recuperação e recristalização ocorrem em temperaturas mais baixas que na austenita [Aguiar, 2012].

Na usinagem de DSS, a utilização de ferramentas com arestas afiadas permite gerar menos calor e minimizar o encruamento. Ademais, o uso de fluido de corte é recomendado para reduzir a temperatura na zona de corte e aumentar a vida da ferramenta [Outokumpu, 2018]. No entanto, a usinagem a seco também mostra efeitos positivos no fresamento em que uma ferramenta realiza o corte interrompido. Nesse caso, a usinagem com fluido fornece choque térmico e pode reduzir a vida da ferramenta [Dixit *et al.*, 2012].

Em relação à usinabilidade, o DSS difere significativamente de outros aços inoxidáveis, e há pesquisas limitadas disponíveis sobre o fresamento dessas ligas. Assim, a compreensão da usinabilidade do DSS através das forças de usinagem, vibrações, textura e integridade da superfície, falhas na ferramenta de corte e formação de cavacos pode ser determinante para avaliar o seu desempenho quando exposto a meios agressivos [Oliveira Jr., 2013]. O comportamento dos componentes usinados é determinado através das propriedades físicas e químicas da camada superficial. Uma parte da energia usada para criar a superfície sempre flui para a peça de trabalho que é armazenada ou altera o material de base. Identificar os parâmetros, tanto de processo quanto microestruturais, promove a melhoria das técnicas de usinagem, o desenvolvimento de materiais e a inovação em ferramentas de corte [Shaw, 2005].

As exigências para equipamentos utilizados em instalações de exploração, produção e refino de produtos do petróleo vêm aumentando em todo o mundo, principalmente na exploração em águas profundas e processamentos em unidades flutuantes de produção, armazenagem e descarga (FPSO – *Floating Production Storage and Offloading*). A FPSO possui a função de receber a produção de poços de petróleo submarinos e processá-los para a estabilização do óleo, separação da água produzida e gás natural. Neste processo, os equipamentos são submetidos a ambientes altamente corrosivos, com a presença de dióxido de carbono (CO₂) e sulfeto de hidrogênio (H₂S). Para contornar estes fatores adversos, muitos equipamentos são fabricados em aços inoxidáveis duplex (DSS) e super duplex (SDSS) [Oliveira e Zoghbi Filho, 2016].

A exposição das peças usinadas de DSS em um ambiente agressivo de cloreto combinado com tensão residual de tração induz a formação de trincas por corrosão sob tensão (SCC). A formação de pites é a precursora da SCC em ambientes contendo íons cloreto (Cl⁻), e ocorre se o DSS não for suficientemente resistente a pites [Sandvik, 2021]. O SCC é um tipo prejudicial de corrosão ambientalmente assistida em que trincas finas são geradas durante a fase preliminar, dificultando a previsão de falhas do material [Rajaguru e Arunachalam, 2021]. No entanto, tentativas de aumentar a resistência à corrosão por pite muitas vezes fazem com que a usinabilidade do material diminua.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

Estudar a usinabilidade de diferentes aços inoxidáveis duplex (baixa, média e alta liga) e contribuir com a indústria que faz uso desses materiais na escolha de melhores parâmetros de corte, para tornar processos mais eficientes preservando a qualidade das superfícies de engenharia.

1.1.2 Objetivos específicos

Motivado pela investigação sobre o fresamento de chapas em aço inoxidável duplex (DSS) e suas aplicações em meios agressivos, o presente trabalho tem como objetivos específicos:

- contribuir com material técnico-científico na caracterização de diferentes DSS;
- definir critérios para o aperfeiçoamento da usinagem nos diferentes tipos de DSS;
- avaliar os esforços de corte e a sua inter-relação com a formação de cavacos;
- compreender a formação, o tipo e a morfologia dos cavacos gerados;
- estudar o efeito da textura da superfície usinada sobre a formação de pites em meio corrosivo.

1.2 Justificativa

Aços inoxidáveis duplex são materiais amplamente utilizados em muitas aplicações industriais devido às suas propriedades únicas. A boa combinação de suas propriedades mecânicas (alta resistência e dureza) e resistência à corrosão os torna de grande interesse para uma ampla gama de aplicações, especialmente na indústria petrolífera, química e energética [Cabrera, 2003; Mougo, 2016; Shashanka, 2016]. Os clientes desses setores exigem a usinagem de peças com tolerâncias muito apertadas e excelente acabamento [Krolczyk *et al.*, 2016a].

As linhas de pesquisa relacionadas ao produto usinado em DSS são basicamente: qualidade superficial (rugosidade), subsuperficial (tensões residuais) e comportamento em meio agressivo após a remoção de cavaco (corrosão) [Mougo, 2016]. Em termos de usinabilidade do material, acrescenta-se a estas três o estudo da vida da ferramenta e das forças de usinagem (maiores forças são geradas devido à alta resistência à tração do material em altas temperaturas e sua menor ductilidade). Como o acabamento da superfície usinada e a topografia desempenham um papel importante na determinação da vida útil da peça em DSS submetida a ambientes corrosivos, a sua utilização em aplicações marítimas requer baixa rugosidade da superfície [Jebaraj *et al.*, 2017].

A premissa da usinagem é garantir um componente íntegro que atenda as funções de engenharia, sem prejudicar o seu desempenho em serviço. Portanto, a proposta central do trabalho

é verificar a usinabilidade por fresamento de topo em diferentes aços inoxidáveis duplex considerando os esforços de corte, a formação do cavaco e o acabamento da superfície usinada. Ademais, explorar a usinabilidade de quatro diferentes DSS é um desafio que não foi feito em um único trabalho. Os referidos materiais possuem um elevado valor agregado. Assim, a textura da superfície gerada pelo processo de fresamento precisa ser testada na resistência à corrosão por pites, pois se requer uma superfície técnica isenta de defeitos que diminuem a vida do componente quando submetido a meios corrosivos.

1.3 Originalidade

A revisão da literatura foi realizada em artigos que abordassem o fresamento de DSS e que fossem significativos (periódicos bem avaliados na sua grande maioria) para o tema em questão. Alguns trabalhos avaliaram o desempenho das ferramentas [Amaro *et al.*, 2018, 2020; Gouveia *et al.*, 2016; Martinho *et al.*, 2019; Silva *et al.*, 2019]. Os dois primeiros avaliaram apenas o desgaste de flanco e a vida das ferramentas. Os três últimos também coletaram cavacos, apresentaram a sua análise metalográfica, mas não realizaram a medição das estruturas; também avaliaram a rugosidade, mas não abordaram a curva de Abbott-Firestone e função distribuição de amplitudes [Policena *et al.*, 2018 e 2019; Garcia *et al.*, 2021]. Ainda em relação à análise da textura obtida por fresamento de topo, as interferometrias e os parâmetros de estatísticos de curtose complementam aquelas realizadas em furação [Morelo *et al.*, 2017] e torneamento [Corrêa, 2019].

No caso das forças de usinagem, alguns trabalhos concentraram-se na análise em DSS [Philip *et al.*, 2015, Selvaraj *et al.*, 2013, 2019] e outros na comparação entre DSS e SDSS [Selvaraj, 2017; Selvaraj *et al.*, 2018]. Nesses não se analisou as componentes ortogonais da força com a transformada discreta de *Wavelet*, em que se separa as baixas frequências com maiores amplitudes (aproximação) das altas frequências com menores amplitudes (detalhamento). Tal análise foi realizada no fresamento do ASS 316 [Sória *et al.*, 2019] e do DX 2304 [Mileski *et al.*, 2021]. No fresamento de LDSS (baixa liga), Schultheiss *et al.*, 2013, comparou apenas a eficiência energética do processo em relação a taxa de remoção de material com uma ferramenta modificada.

Determinar a resistência à corrosão por pites (PREN) em superfícies obtidas com os parâmetros de otimização é algo pouco explorado na literatura, mas que apresentaram os melhores resultados com variações entre os diferentes DSS. Na ausência de referências bibliográficas específicas, o estudo fez um paralelo com o torneamento de aço inoxidável superaustenítico (SASS) [Gravalos *et al.*, 2010] e de SDSS [Oliveira Jr., 2013], ambos materiais com elevado PREN. Os dois trabalhos correlacionaram resistência à corrosão com a rugosidade. O segundo

menciona a influência do PREN de cada fase, mas não mede a composição química individual, o que também é apresentado na presente tese.

1.4 Contribuições

De uma maneira geral, esperam-se novidades e ineditismo em uma tese. Às vezes, os avanços são pequenos em relação a outros trabalhos diante das dificuldades impostas pela complexidade do estudo. Do ponto de vista industrial, a escassez de recursos torna indispensável a atenção com a eficiência energética, que deve primar pela implementação dos melhores processos buscando o equilíbrio ambiental, a saúde das pessoas e os aspectos econômicos. Assim, a ciência contribui com a economia. O sucesso ou fracasso depende do conhecimento aplicado à fabricação, e mapear os desperdícios é decisivo para a saúde financeira das empresas.

O processo de fresamento não pode comprometer a integridade da superfície usinada, principalmente em materiais de difícil usinagem com elevado valor agregado como o DSS e o SDSS. O uso desses materiais em setores como petróleo e gás, indústria química, papel e celulose indicam que o funcionamento dos componentes usinados ocorre em condições críticas, e os meios agressivos por cloretos requerem propriedades aprimoradas dos materiais. Além disso, a usinagem de aços inoxidáveis duplex ainda é um desafio, pois os parâmetros ideais não são os mesmos para os diferentes tipos. Deste modo, do ponto de vista acadêmico, acredita-se que os resultados alcançados nos seguintes estudos possam reforçar a aplicabilidade da tese:

- fresamento frontal a seco de DSS baixa, média e alta liga;
- caracterização estrutural dos diferentes DSS;
- análise metalográfica dos cavacos e utilização do MEV na avaliação de suas estruturas;
- medição de microdureza e estudo comparativo dos graus de encruamento nos quatro DSS;
- forças e vibrações envolvidas no fresamento frontal;
- textura e integridade das superfícies fresadas em DSS com rugosidades e interferometrias;
- resistência à corrosão por pites das superfícies usinadas.

1.5 Estrutura do Trabalho

De modo a atender aos objetivos citados, a tese está disposta em oito capítulos, conforme a descrição que se segue:

- **Introdução:** fundamentação e contextualização, apresentando os principais objetivos e a justificativa do trabalho.

- **Revisão da Literatura:** definição dos aços inoxidáveis duplex e apresentação das variáveis de resposta, da integridade de superfícies usinadas e da resistência à corrosão por pites.
- **Proposição da Tese:** o que ela visa alcançar.
- **Materiais e Métodos:** caracterização de como foi feita a pesquisa, equipamentos utilizados, e os procedimentos experimentais aplicados nas diversas etapas.
- **Resultados e Discussões:** apresentação dos resultados e discussões confrontadas com a literatura.
- **Conclusões:** menção das principais conclusões do estudo com base nos resultados alcançados e sugestões para trabalhos futuros.
- **Referências:** lista dos trabalhos que subsidiaram o referencial teórico e a discussão dos resultados apresentadas na tese.
- **Apêndices:** síntese dos trabalhos desenvolvidos em fresamento de DSS, a metodologia para aquisição dos sinais da força, os resultados das forças, rugosidades, microdureza, análise estatística completa e dados do ensaio de corrosão.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A literatura sobre os estudos na usinagem do DSS, principalmente em fresamento, é muito menor em relação à operação de torneamento. Um levantamento realizado nos artigos escritos em inglês mostrou que os processos de usinagem convencionais concentram 91% das publicações em usinagem de DSS, enquanto os não-convencionais correspondem aos 9% restantes. Do total, o torneamento possui 60%, seguido do fresamento com 20% e 11% para furação. O restante (9%) é destinado a trabalhos com retificação, eletroerosão por penetração e a fio (EDM/WEDM), jato d'água com abrasivo (AWJM) e polimento. A Figura 2.1 apresenta a quantidade de trabalhos escritos sobre os processos de usinagem em DSS.

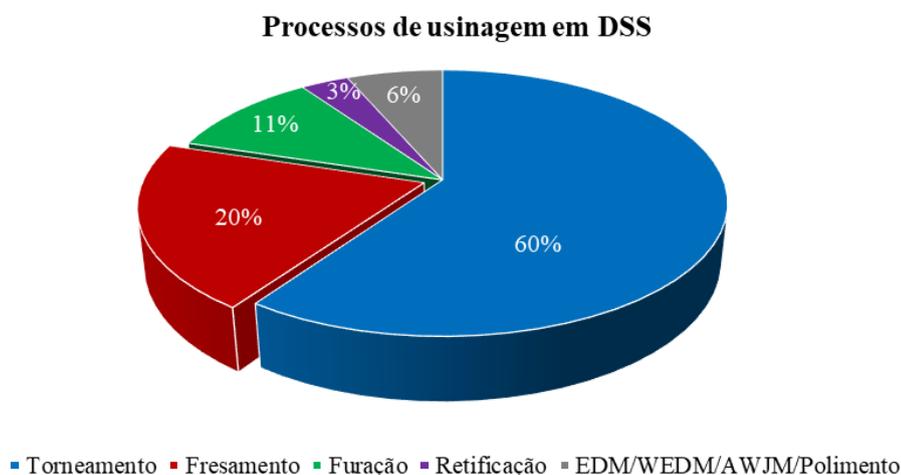


Figura 2.1 – Trabalhos em usinagem de DSS.

O **Apêndice A** mostra uma tabela que resume os trabalhos citados no estado da arte sobre o fresamento de DSS.

2.1 Aços Inoxidáveis Duplex

O aço inoxidável duplex (DSS) é definido pela norma ISO 15156-3 (2020) como sendo um aço inoxidável cuja microestrutura, na temperatura ambiente, é composta por uma mistura balanceada de fases austenítica (Fe- γ) e ferrítica (Fe- α). A primeira referência relacionada ao DSS ocorreu em 1927 quando Bain e Griffiths publicaram um artigo em que foi descrita uma liga de estrutura bifásicas do tipo ferrita-austenita. Os primeiros aços inoxidáveis duplex laminados foram produzidos na Suécia em 1930, sendo usados na indústria do papel sulfite. O objetivo era reduzir problemas de corrosão intergranular que ocorriam em aços austeníticos de alto carbono utilizados na época. Também em 1930 ocorreu a produção de peças em DSS, por fundição, na Finlândia e

em 1936 foi concedida à França a primeira patente de DSS. Esta primeira geração do DSS foi amplamente utilizada na Segunda Guerra Mundial e em aplicações diversas da indústria, como em tanques de armazenamento, trocadores de calor e bombas centrífugas (Gunn, 1997; IMO, 2014).

Os aços DSS da primeira geração forneceram boas características de desempenho nas aplicações supracitadas, porém sua baixa soldabilidade limitou o seu uso, pois a zona termicamente afetada (ZTA) das juntas soldadas apresentavam baixa tenacidade devido ao excesso de ferrita e resistência à corrosão significativamente menor que o material-base [Alvarez-Armas, 2008]. No final da década de 1960, com o desenvolvimento da tecnologia de fabricação de aços, o processo siderúrgico de descarburização de oxigênio e argônio possibilitou, entre outros avanços, a inclusão do nitrogênio na composição do DSS. Isso fez com que a ZTA apresentasse melhor tenacidade e maior resistência à corrosão, tornando-se similar ao metal-base. A adição de nitrogênio também propiciou melhor estabilidade da fase Fe- γ , reduzindo a formação de fases intermetálicas prejudiciais [IMO, 2014].

A segunda geração do DSS foi impulsionada pela adição do nitrogênio, tendo sua expansão comercial no final dos anos 1970. Nesse período, surgiu a elevada demanda por materiais resistentes à corrosão por cloretos, boa trabalhabilidade e alta resistência mecânica, para serem empregados nas plataformas *offshore* de petróleo e gás do Mar do Norte. Na ocasião, a liga DSS 2205 foi a mais utilizada. A alta resistência desse material permitiu a redução da espessura de componentes, resultando em menor peso nas plataformas e oferecendo, assim, vantagens consideráveis para a sua utilização [IMO, 2014].

Uma série de trabalhos sobre o DSS foi publicada em diversas conferências internacionais a partir dos anos 1980, o que impulsionou a enorme demanda dessas ligas em todo o mundo. Os trabalhos publicados nessas conferências abordavam aspectos metalúrgicos, precipitação de fase, resistência à corrosão e propriedades mecânicas dos DSS. Esses trabalhos mencionaram a grande necessidade de substituir os aços austeníticos da Série 300 pelo DSS. Assim, as ligas DSS ganharam grande aplicabilidade em indústrias que operavam em ambientes hostis, sendo a mais utilizada a DSS 2205 [Verma e Taiwade, 2017].

A corrosão por pites, ou simplesmente pite, é caracterizada por um ataque altamente localizado e se inicia em diferentes pontos da superfície de aços inoxidáveis passivos na presença de cloretos. Pode ser uma forma destrutiva de corrosão, visto que causa perfuração do metal [Sedriks, 1996]. O pite ocorre devido a uma reação eletroquímica localizada dentro da cavidade do material, que é acelerada pela presença de halogenetos, principalmente cloretos. Uma vez iniciado o pite, ele tem uma forte tendência a continuar seu crescimento, gerando uma propagação rápida com o aumento local da acidez [Carvalho, 2021]. A presença dos elementos de liga Cr, Mo

e N favorecem a resistência a corrosão por pite dos aços inoxidáveis, de modo que quanto maior o teor dessas substâncias, maior a resistência à corrosão do aço. O índice de resistência à corrosão por pite (PREN – *Pitting Resistance Equivalent Number*) é uma expressão que permite comparar, de maneira genérica, a resistência ao pite em diferentes aços inoxidáveis. O PREN pode ser calculado pela Equação (2.1):

$$\text{PREN} = \% \text{Cr} + 3,3 (\% \text{Mo} + 0,5\% \text{W}) + 16\% \text{N} \quad (2.1)$$

Para serem considerados aços inoxidáveis duplex, os DSS necessitam ter um valor de PREN superior a 20. IMO A (2014) relaciona cinco tipos de DSS: *lean duplex* (PREN = 21-27), *lean duplex com Mo* (PREN = 27-34), *standard duplex* (PREN = 34-38), *super duplex* (PREN = 38-43) e *hiper duplex* (PREN = 49-53).

A composição de um material compreende uma estrutura básica com um ou mais elementos de liga. Algumas inclusões na estrutura (adicionadas ou impurezas difíceis de remover) têm efeitos fortes sobre a usinabilidade. Os fatores que afetam a usinabilidade dos diferentes tipos de aços têm um sentido muito amplo, mas podem ser aplicados a outros grupos de materiais. A Figura 2.2 esquematiza a influência dos elementos de liga sobre as propriedades do material. As setas na figura não implicam necessariamente que estão envolvidas relações diretas, uma vez que pode haver uma interação entre duas ou mais das relações indicadas [Stáhl, 2012].

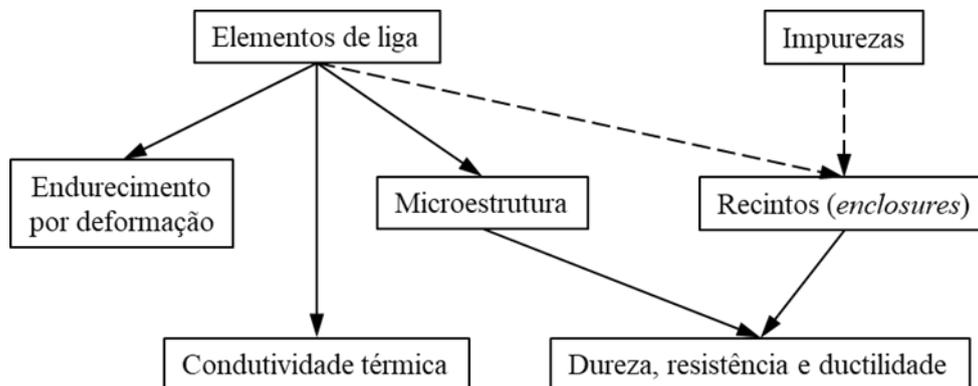


Figura 2.2 – Relação entre os elementos de liga e as propriedades do material [Stáhl, 2012].

O LDSS 2101 (PREN = 26) é um DSS conhecido como liga leve de boa resistência à corrosão amplamente utilizado para substituir os aços-carbonos revestidos. Não contém adição de molibdênio. Este *lean* DSS tem boa resistência mecânica, boa usinabilidade e boa resistência à corrosão [Outokumpu, 2018]. O LDSS 2101, é utilizado como alternativa aos ASS (AISI 304 e AISI 316) por apresentar maior resistência mecânica por volume, o que resulta em menor peso e

redução de custos em torno de 35% com material. Além disso, apresenta melhor resistência à corrosão, e gera menores custos com soldagem e usinagem [Talus, 2013].

O LDSS 2304 (PREN = 26) tem boa resistência à corrosão localizada e corrosão sob tensão em combinação com alta resistência mecânica. Não contém molibdênio na sua composição. Este *lean* DSS é comumente utilizado em pontes, componentes para projeto estrutural, tanques de armazenamento, vasos de pressão, trocadores de calor, aquecedores de água, rotores, impulsores e eixos. Devido à maior resistência, as forças de corte serão maiores, o que aumenta o risco de vibrações [Outokumpu, 2018].

O *standard* DSS mais utilizado é o 2205 (PREN = 35) correspondendo a cerca de 80% das aplicações. O DSS 2205 é uma liga de difícil corte, aplicada em tanques de navios petroleiros, indústria de celulose e papel, digestores e tanques de processo. Além disso, é utilizado na fabricação de válvulas, flanges e tubulações [Outokumpu, 2018].

O *super* DSS 2507 (PREN = 43) possui boa resistência à corrosão por pites e frestas devido aos teores de cromo, molibdênio e nitrogênio. O SDSS 2507 é frequentemente usado em ambientes extremamente corrosivos, como plantas de dessalinização, aplicações marinhas, indústrias químicas e tubulações de óleo e gás. Os íons de cloreto em um ambiente ácido facilitam a decomposição local da camada passiva. Como resultado, a corrosão por pites e frestas pode se propagar a uma taxa alta, causando falhas por corrosão em pouco tempo. Como o ataque é pequeno e pode ser coberto por produtos de corrosão ou oculto em uma fenda, muitas vezes permanece desconhecido até que ocorra uma perfuração ou vazamento. A usinagem requer uma configuração estável devido às maiores forças de corte [Outokumpu, 2018].

2.1.1 Produção e utilização

Atualmente há uma grande demanda no mercado mundial para substituir o aço inoxidável austenítico (ASS) série 300 por DSS. As ligas DSS ganharam aceitação em indústrias que operam em ambientes agressivos, e a mais popular delas é a DSS 2205 devido à sua alta resistência à corrosão sob tensão em cloretos e altas propriedades mecânicas. Este tipo substituiu o ASS 304, ASS 316 e ASS 317 em algumas áreas [Chiu *et al.*, 2010; Davis, 1994]. As ligas DSS oferecem duas vantagens importantes em relação às ligas ASS, ou seja, maior resistência à corrosão sob tensão em cloretos, resistência à corrosão sob tensão e melhores propriedades mecânicas. De acordo com Gowthaman *et al.* (2020), o DSS 2202 poderia ser um substituto para o ASS 304, o DSS 2305 uma opção ao invés do ASS 316L, e o DSS 2205 alternativa para o ASS 316LMN. Chai e Kangas (2016) mencionam que, devido à sua alta relação propriedade-custo, os aços inoxidáveis

super duplex (SDSS) tornaram-se uma alternativa a outros materiais de alto desempenho, como aços inoxidáveis superausteníticos (SASS) e ligas à base de Ni.

A utilização de DSS varia de oleodutos a usos estruturais, incluindo plataformas de petróleo *onshore* ou *offshore*. Atualmente, as aplicações de DSS são típicas nas indústrias química, petroquímica, dessalinização de água, laticínios, papel e celulose, energia, petróleo e gás [Deshpande e Vasudevan, 2020; Olsson e Snis, 2006]. A utilização de DSS no setor da construção tem aumentado, embora o investimento inicial seja elevado (cerca de quatro vezes superior ao aço carbono) [Gardner, 2005; Kahar, 2017]. Em janeiro de 2018, os custos de produção do aço inoxidável eram de 2350 €/tonelada para o EN 1.4301 (ASS 304) e 6500 €/tonelada para o EN 1.4462 (DSS 2205). Em alguns ambientes agressivos, é necessário o maior teor de níquel, o que aumenta os custos de DSS para mais de 9.000 €/tonelada [Corradi *et al.*, 2018].

No Brasil, 95% do petróleo é extraído de poços *offshore*, exigindo uma grande variedade de materiais e componentes de engenharia, os quais devem apresentar grande resistência à corrosão em ambientes marinhos. Embora o DSS e o SDSS sejam mais custosos que o ASS, seus níveis de tenacidade à fratura, limite de escoamento e resistência à corrosão por pites (PREN) são comparativamente muito superiores. Apesar de seu amplo e crescente uso, componentes em DSS e SDSS podem ser submetidos a vários tipos de falhas induzidas ambientalmente durante o seu ciclo de vida, especialmente quando são expostos a temperaturas na faixa de 300 °C a 900 °C, o que pode promover a precipitação de fases estáveis e prejudiciais [Pereira *et al.*, 2019].

Em 2007, a participação das ligas DSS na quota de mercado do aço inoxidável era inferior a 1% [Charles, 2007]. Oliveira Jr. (2013) cita que em 2008, o volume produzido de DSS foi cerca de 22000 toneladas. Em 2010, o DSS representava 1% da produção mundial de aços inoxidáveis. Para 2020, o autor estimou que esse valor alcançaria 4% da fabricação mundial (Figura 2.3).

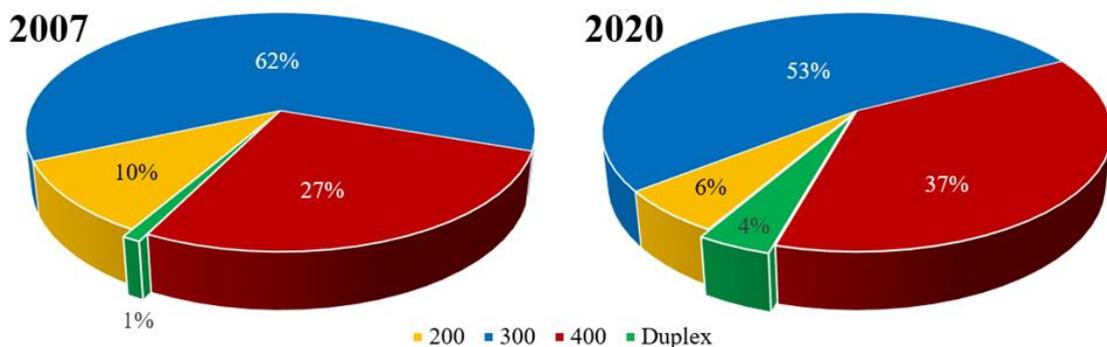


Figura 2.3 – Crescimento estimado da produção mundial de aços inoxidáveis [Oliveira Jr, 2013].

2.1.2 Usinabilidade

A usinabilidade refere-se à facilidade ou dificuldade de um material ser usinado sob um determinado conjunto de condições de corte. A usinabilidade de materiais distintos pode ser comparada em termos de vida de ferramenta, forças de corte, formação de cavaco e acabamento da superfície da peça sob condições de corte semelhantes [Sharma, 2002]. A Figura 2.4 apresenta o gráfico de colunas ilustrando comparativamente a usinabilidade dos diferentes DSS (2101, 2304, 2205 e 2507), em comparação ao ASS 316, aplicando ferramentas de aço-rápido e metal-duro.

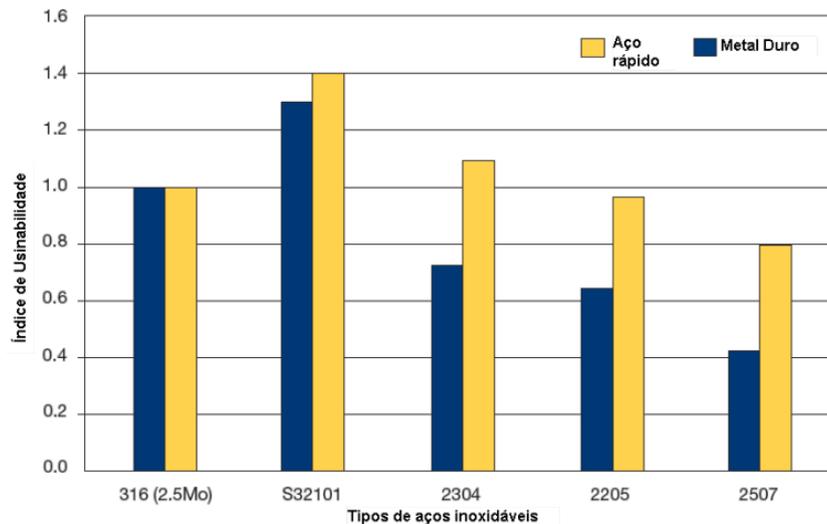


Figura 2.4 – Diferentes usinabilidades dos DSS [IMOA, 2001 *apud* Oliveira Jr., 2013]

A usinabilidade do DSS é geralmente menor que a do ASS 316 e do ASS 304 devido à presença de teores de Mo e nitrogênio (N), baixo volume de inclusões não metálicas e baixo teor de carbono (C) [Jebaraj *et al.*, 2017; Santos *et al.*, 2021]. Propriedades como alta resistência, alta tenacidade, baixa condutividade térmica, pequena porção de inclusões não metálicas e alto grau de encruamento são fatores que dificultam a usinagem do DSS [Nomani *et al.*, 2013, 2015; Koyee *et al.*, 2015]. O encruamento é mais significativo nas camadas externas do que nas camadas mais internas, pois as camadas mais próximas da superfície usinada são mais deformadas. O endurecimento por deformação aumenta com o incremento do avanço. A velocidade de corte tem um efeito menor, pois embora o aumento na velocidade de cisalhamento aumente a taxa de deformação, ela também aumenta a temperatura na zona de corte [Mohammadi e Amirabadi, 2022]. A presença de aresta postiça de corte (APC) devido à alta ductilidade do material geralmente causa acabamento superficial ruim, erros dimensionais e falha acelerada da ferramenta [Krolczyk *et al.*, 2014; Paro *et al.*, 2001].

Velocidades de corte mais altas são recomendadas para evitar a formação de aresta postiça de corte [IMOA, 2014], e resultam em maiores tensões residuais compressivas, além de uma camada com menor dureza na superfície. Além disso, os cavacos serrilhados são frequentemente observados durante o corte de SDSS em altas velocidades de corte [Raveendra *et al.*, 2017]. Aumentar o teor de enxofre (S) é benéfico para a vida da ferramenta, mas diminui a resistência à corrosão por pites [Jeon *et al.*, 2010].

Outro problema com a usinagem de DSS é que os processos de torneamento, fresamento e retificação geram perfis ranhurados na superfície usinada devido à interação ferramenta-peça. Esses perfis são críticos para aplicações em ambientes corrosivos, pois reduzem a vida em fadiga e favorecem a corrosão [Oliveira Jr. *et al.* 2013; Rousset *et al.*, 1996].

O DSS tem um limite de escoamento mais que o dobro do ASS comum, sem reduções significativas no alongamento obtido na ruptura ou na resistência ao impacto [Kahar, 2017]. A estrutura bifásica (ferrita-austenita) do DSS contribui para induzir vibrações durante o corte, aumentando ainda mais a dificuldade em obter boa rugosidade e longa vida da ferramenta [Koyee *et al.*, 2014b]. A ferrita (Fe- α) e a austenita (Fe- γ) são distribuídas aleatoriamente; assim, a ferramenta alternará o corte entre grãos macios (Fe- α) e duros (Fe- γ), tendendo a iniciar uma vibração regenerativa (autoexcitada ou *chatter*) na ação de corte [Koyee *et al.*, 2014a]. Cada fase possui características e propriedades diferentes, e cada uma contribui de forma diferente para a formação de cavacos e remoção de material durante o corte [Gowthaman *et al.*, 2020]. Para aços com teores de carbono inferiores a 0,06%, a ferrita possui uma dureza de aproximadamente 90 HB, enquanto a austenita varia de 85 a 170 HB [Ståhl, 2012].

O aumento da resistência mecânica e da resistência à corrosão em ligas DSS pode ser melhorado quando as frações entre as fases são equilibradas. No entanto, os processos de usinagem podem afetar a integridade da superfície através de deformações microestruturais [Santos *et al.*, 2021]. A microestrutura bifásica em um DSS pode variar; para um material corretamente balanceado, a concentração de ferrita deve ficar em torno de $50 \pm 5\%$. Alguns elementos (Cr, Mo e Si) estabilizam a ferrita, enquanto outros (Mn, Ni, Cu, C e N) a austenita [Siow *et al.*, 2001].

Outra característica na usinagem do DSS é que a pressão específica de corte costuma ser mais elevada que a dos outros tipos de aços inoxidáveis. Maiores percentuais de níquel (Ni), cromo (Cr) e molibdênio (Mo) o tornam mais difícil de usinar e são responsáveis pela alta resistência mecânica durante a usinagem devido aos maiores valores de tensão de escoamento e tensão de ruptura [Koyee *et al.*, 2014a; Nomani *et al.*, 2017; Oliveira Jr., 2013].

2.2 Avaliação da Usinabilidade

A usinabilidade é influenciada por uma série de variáveis de entrada independentes (fatores controláveis) que afetam as variáveis dependentes de saída (fatores de resposta). As variáveis de entrada são propriedades do material de trabalho, ferramentas de corte (material e geometria), parâmetros de corte, operações de usinagem, fluidos de corte e máquinas-ferramentas (rigidez e capacidade). As variáveis de saída são estado da ferramenta, rugosidade, precisão dimensional, temperatura, forças de usinagem, vibrações e características do cavaco [Rao, 2006]. A usinabilidade demanda uma produção necessária de componentes usinados em relação ao custo. Baixo consumo de energia (baixas forças de corte), cavacos curtos (quebrados), longa vida da ferramenta e superfície com baixa rugosidade geralmente são aspectos de boa usinabilidade. Alguns desses aspectos estão diretamente relacionados às condições mecânicas e térmicas contínuas do processo de usinagem. Outros aspectos dependem não apenas das tensões contínuas de superfície e temperaturas geradas, mas também das interações mecânicas, microestruturais e químicas entre ferramenta e cavaco [Childs *et al.*, 2000]. A usinabilidade não depende somente dos fatores intrínsecos ao material; somam-se a eles os custos com ferramentas de corte, máquinas operatrizes e mão-de-obra. Em muitos casos, os custos com material afetam a usinabilidade de forma indireta e os parâmetros resultantes referem-se no geral aos métodos de processamento. A Figura 2.5 esquematiza as principais categorias dos comportamentos de usinagem que representam as bases para a usinabilidade tradicional.

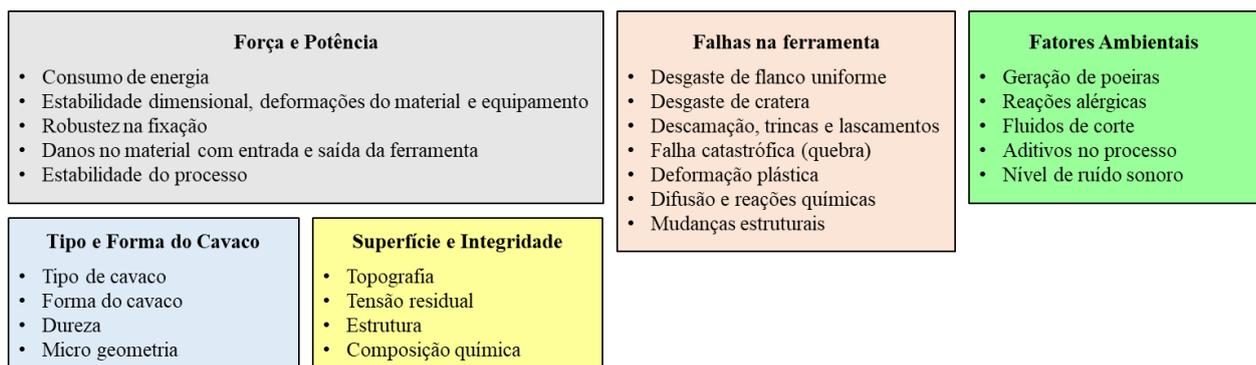


Figura 2.5 – Fatores que afetam a usinabilidade [adaptado de Ståhl, 2012].

2.2.1 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 (F_x , F_y , F_z). O entendimento destas grandezas auxilia no conhecimento acerca da potência necessária ao corte e dos esforços

atuantes nos elementos da máquina-ferramenta. Além disso, apresenta relação com desgastes e avarias das ferramentas de corte, fenômenos associados à formação do cavaco, vibrações, precisão dimensional e acabamento da superfície usinada. Estas informações permitem avaliar a usinabilidade dos materiais [Bajić *et al.*, 2012; Childs *et al.*, 2000; Machado *et al.*, 2015].

O corte interrompido do processo de fresamento acarreta problemas que envolvem vibração no dispositivo de fixação da máquina-ferramenta-peça devido à proximidade entre a frequência natural harmônica e a frequência de entrada da ferramenta na peça. Tal fenômeno é relevante no fresamento, pois há variações na espessura do cavaco (h) e flutuações nas forças atuantes. Além disso, uma baixa condutividade térmica promove a formação de cavacos serrilhados, o que aumenta ainda mais esta flutuação [Antoniali *et al.*, 2010]. A Figura 2.6 estabelece as relações de causa e efeito entre vários fatores que afetam a força de usinagem.

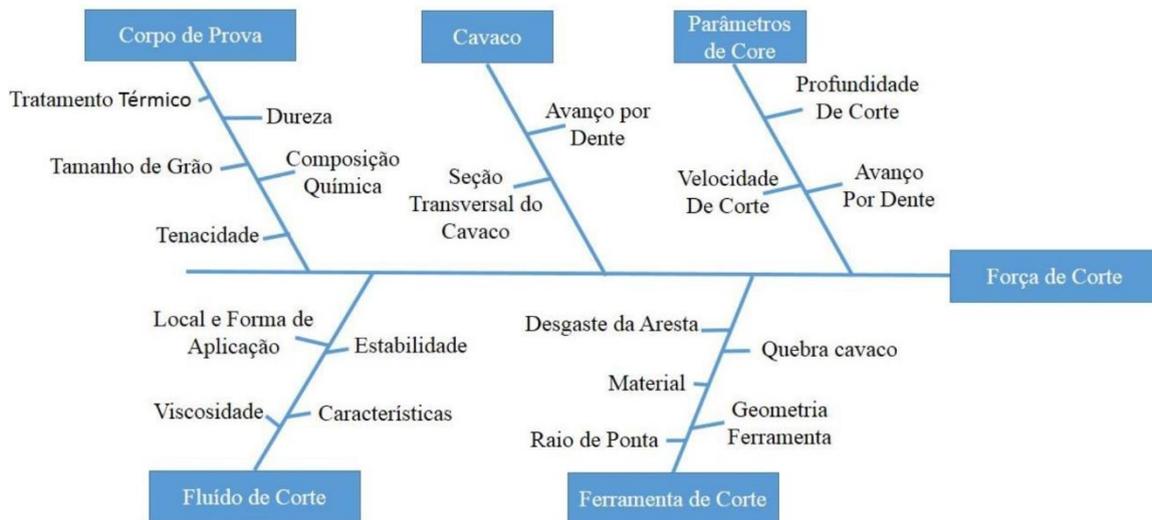


Figura 2.6 – Diagrama de causa e efeito para a força de corte [Bajić *et al.*, 2012].

Diferentes estudos mencionaram que alta velocidade de corte (v_c), combinada com baixo avanço por dente (f_z) e baixa profundidade de corte axial (a_p), resultaram em menores amplitudes de força de usinagem no fresamento de topo de DSS 2205 e SDSS 2507. Altos níveis de f_z e a_p aumentam essas amplitudes devido ao aumento da área de contato ferramenta-peça. Por outro lado, essas amplitudes podem ser aumentadas em altas v_c devido ao grande desgaste da ferramenta [George *et al.*, 2021; Selvaraj *et al.*, 2013; Selvaraj, 2017; Selvaraj *et al.*, 2019; Suresh *et al.*, 2019]. Selvaraj (2018) também explicou que o SDSS 2507 produz força de corte maior que o DSS 2205 principalmente devido à diferença nas composições químicas (maiores teores de Cr, Ni e Mo) e à maior presença de austenita.

Sambedana e Jagadeesha (2019) realizaram a modelagem por elementos finitos (FEM) das forças de usinagem no fresamento frontal do DSS 2205. O modelo FEM foi validado por experimentação aplicando corte a seco e ferramenta com insertos de metal-duro. Os resultados estimados pelo modelo mostraram estreita concordância com os dados experimentais. As componentes das forças de usinagem foram influenciadas pelo avanço por dente e aumentaram com seu incremento, tanto para os valores experimentais quanto para os modelos previstos. A força de avanço apresentou o maior valor, seguido pela força radial e pela força axial.

2.2.2 Vibração

Os sinais da força de usinagem (F_U) obtidos no corte podem proporcionar bons resultados na detecção da vibração *chatter*. A transformada discreta de *Wavelet* (DWT) apresenta-se como uma ferramenta eficaz para analisar sinais de vibração no domínio do tempo e no domínio da frequência. A DWT utiliza o método de análise multirresolução desenvolvido por Stephane Mallat e Yves Meyer. O processo é ilustrado na Figura 2.7.

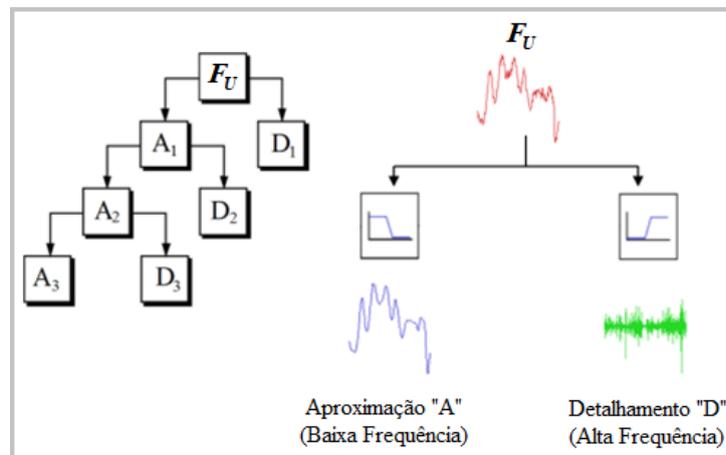


Figura 2.7 – Multirresolução *Wavelet* [Sória *et al.*, 2019].

No caso, os sinais dinâmicos da força de usinagem podem ser decompostos em dois: aproximação (A) e detalhamento (D). As aproximações têm um fator de escala alto, mas têm componentes de baixa frequência, enquanto os detalhamentos têm um fator de escala baixo, mas têm componentes de alta frequência. O processo se assemelha aos filtros passa-alta e passa-baixa. Para cada nível ou etapa, o sinal de força capturado pelo sensor no processo é filtrado por frequência. No próximo nível, o sinal de aproximação anterior é filtrado sucessivamente em outros níveis de aproximação e detalhamento até o sinal de frequência desejado [Sória *et al.*, 2019; Tangjitsitcharoen, 2012]. Para aplicação da DWT é necessário, primeiramente, escolher qual o

tipo de “família” da transformada será utilizada. Para uma aplicação semelhante à abordada neste trabalho, a família *Daubechie* “db6” com quatro níveis apresenta melhores resultados, com curvas de resposta mais suavizadas [Sória, 2016]. A DWT pode ainda ser utilizada para detectar falhas em ferramentas de corte através da análise do sinal de força ou a partir da identificação de alguma instabilidade no processo de fresamento com o tempo [Lee e Tarnng, 1999].

A análise das vibrações com acelerômetro foi relatada por Silva *et al.* (2019) no fresamento do SDSS 2760 com parâmetros de corte constantes ($v_c = 76,2$ m/min, $f_z = 0,15$ mm/dente e $a_p = 1,0$ mm). O aumento acentuado do nível de vibração durante os testes permitiu identificar o momento da falha da ferramenta no teste curto (de 289 para 315 s) e no teste longo (de 487 para 630 s). Em outro trabalho, Martinho *et al.* (2019) monitoraram os níveis de vibração no fresamento frontal do SDSS 2520 comparando o desempenho de insertos de metal-duro com revestimentos CVD e PVD para dois comprimentos de usinagem: 3,94 m (C1-C2) e 7,87 m (L1-L2). O inserto PVD apresentou bom desempenho até 171 s quando os picos aumentaram em relação à frequência e em intensidade (velocidade de 1,5 mm/s no tempo de 321 s). A amplitude manteve-se baixa e estável. Houve desgaste apenas no revestimento, com pequenas descamações e sem qualquer degradação visível do substrato. Insertos CVD apresentaram amplitude baixa e constante, sem evidência de dano ou desgaste prematuro da ferramenta. O aumento da amplitude ocorreu em 300 s, quando a falha da ferramenta foi constatada, o que resultou no incremento da rugosidade.

2.2.3 Textura da superfície usinada

Apesar dos benefícios dos revestimentos nas ferramentas, o processo de fresamento gera perfis ranhurados devido à interação ferramenta-peça; se não controlados, esses perfis podem ser perigosos, principalmente em ambientes altamente corrosivos [Oliveira *et al.*, 2020]. A qualidade geral da superfície usinada é um dos requisitos do cliente mais especificados, e por esta razão, a qualidade da superfície é tipicamente definida em termos de perfis de rugosidade [Jebaraj *et al.*, 2017] caracterizados pela superposição de desvios da superfície nominal da primeira até a sexta ordem (Figura 2.8). Desvios de primeira e segunda ordem referem-se respectivamente à forma (planeza, circularidade etc.) e à ondulação e são causados por erros da máquina-ferramenta, deformação da peça, configurações e fixações erradas, vibrações e não homogeneidade do material da peça. Desvios de terceira e quarta ordem referem-se a marcas periódicas, arranhões, rachaduras e falhas de textura associadas ao estado da aresta de corte da ferramenta, formação de cavacos e cinemática do processo. Desvios de quinta e sexta ordem referem-se à estrutura do material da

peça em que os mecanismos físico-químicos operam em escala nanométrica (deslizamento, difusão, oxidação, tensão residual etc.) [Klocke, 2011].

Desvios estruturais (em representação superelevada)	
	1ª Ordem: desvios de forma
	2ª Ordem: ondulações
	3ª Ordem: ranhuras e sulcos (rugosidade)
	4ª Ordem: marcas e falhas (rugosidade)
Não é facilmente representável	5ª e 6ª Ordem: desvios estruturais
	Superposição dos desvios de 1ª a 4ª ordem

Figura 2.8 – Diferentes desvios da superfície [Klocke, 2011].

A rugosidade é um índice de qualidade de produto amplamente utilizado e, na maioria dos casos, um requisito técnico para produtos mecânicos de grande importância para o comportamento funcional de uma peça. A precisão da usinagem e a capacidade de atingir a qualidade de superfície necessária são determinadas pela seleção correta dos parâmetros de corte [Bajić *et al.*, 2012]. Além disso, há muitos fatores que também influenciam a rugosidade, como ilustra o diagrama de causa e efeito da Figura 2.9. Vale salientar que uma das limitações para o incremento da velocidade de corte no processo de fresamento é a ocorrência de vibração *chatter* que afeta significativamente o perfil de rugosidade [Feng *et al.*, 2015].

As superfícies usinadas apresentam perfis de rugosidade distintos. As saliências e reentrâncias são irregulares. Assim, para garantir a qualidade da superfície é necessário avaliar a rugosidade através de parâmetros adequados. A rugosidade média (R_a) representa a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento (y_i), dos pontos do perfil de rugosidade em relação à linha média, dentro do comprimento de avaliação (l_m). Essa grandeza pode corresponder à altura de um retângulo, cuja área é igual à soma absoluta das áreas delimitadas pelo perfil de rugosidade e pela linha média, tendo por comprimento l_m (Figura 2.10a). Apesar de R_a ser o mais utilizado em todo o mundo e aplicável à maioria dos processos de fabricação, este parâmetro apresenta limitações na representação do perfil de rugosidade (não diferencia picos e vales, não define a forma das irregularidades do perfil, e perfis diferentes podem ter os mesmos valores de rugosidade e ocultar suas diferenças). Deste modo, outros parâmetros podem ser

aplicados na avaliação do perfil para complementar as informações perdidas, como a rugosidade média parcial (R_z). Este parâmetro corresponde à média aritmética de cinco alturas (Z_i) entre os pontos máximo e mínimo do perfil de cada comprimento de amostragem (l_e) (Figura 2.10b) [Tavares, 2012]. O parâmetro R_z considera a distribuição média das superfícies verticais e é mais sensível às variações que R_a porque apenas as alturas máximas dos perfis, e não suas médias, são comparadas e analisadas [Klocke, 2011]. A rugosidade R_z é pouco explorada na literatura, mas é um parâmetro usado em superfícies com retenção de líquidos [Pawlus e Grabon, 2008].

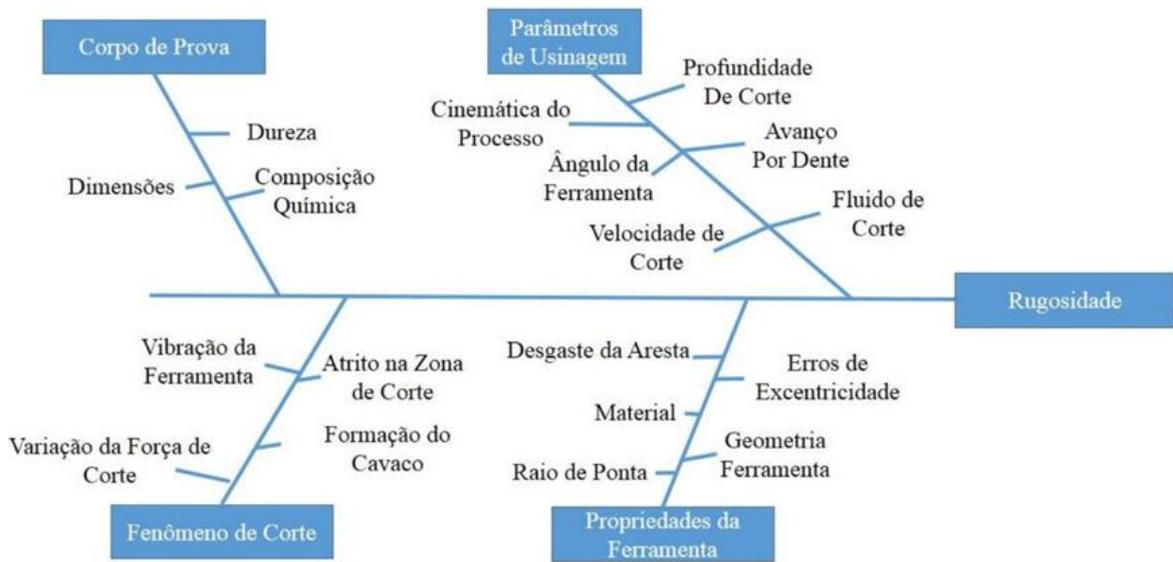


Figura 2.9 – Diagrama de causa e efeito para a rugosidade [Bajić *et al.*, 2012].

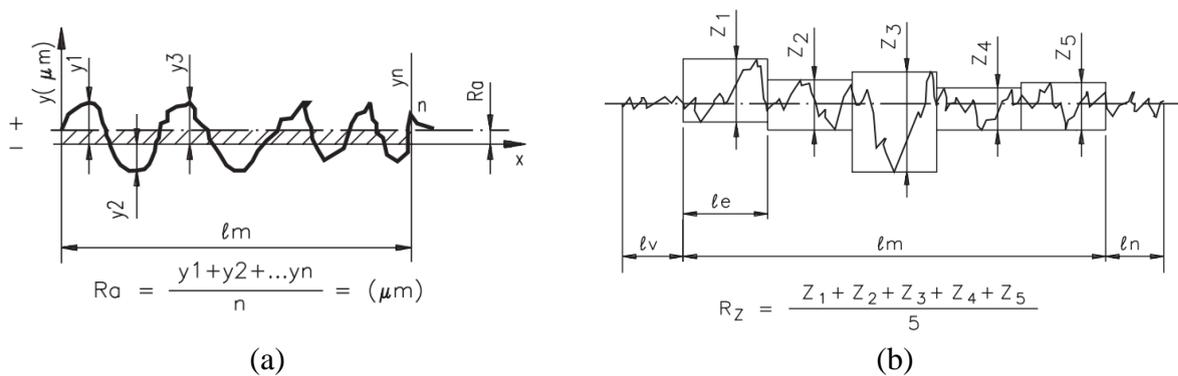


Figura 2.10 – Representação dos parâmetros R_a e R_z no perfil de rugosidade [Tavares, 2012].

Os requisitos para o projeto de rugosidade em aplicações típicas de engenharia variam em até duas ordens de grandeza. Devido às muitas variáveis de material e processo envolvidas, a faixa de rugosidade produzida mesmo dentro do mesmo processo de fabricação pode ser significativa.

Rolamento de esferas ($R_a = 0,025 \mu\text{m}$), rolamentos do virabrequim ($R_a = 0,032 \mu\text{m}$), tambores de freio ($R_a = 1,6 \mu\text{m}$), faces do disco de embreagem ($R_a = 3,2 \mu\text{m}$) e a maioria das matrizes ($R_a = 0,4 \mu\text{m}$) são alguns exemplos de superfícies técnicas [Kalpakjian e Schmid, 2009]. Em relação a R_z , as ferramentas usadas para usinar plásticos reforçados com fibras de aramida ($R_z < 0,8 \mu\text{m}$), o torneamento duro de precisão ($R_z = 2,5 \sim 4,0 \mu\text{m}$) e alta precisão ($R_z \leq 3,0 \mu\text{m}$), e o fresamento convencional ($R_z = 2,5$ a $160 \mu\text{m}$) também são exemplos [Klocke, 2011].

Por outro lado, a textura dependente do processo e do mecanismo de formação da rugosidade, juntamente com os inúmeros fatores incontroláveis que influenciam os fenômenos pertinentes. O uso da perfilometria de superfície possibilita a análise da topografia em significado 3D. A perfilometria é conhecida há muitos anos como um método de análise de topografia para verificar o processo de corte [Krolczyk *et al.*, 2016a]. Outro método é através da interferometria óptica; esta é uma técnica de medição sem contato usada para construir um perfil de superfície 3D de alta resolução, a partir da varredura de um feixe de luz de baixa coerência, que visa determinar as propriedades microscópicas da textura da superfície [Laopornpichayanuwat *et al.*, 2012].

Os parâmetros estatísticos ajudam a entender a proximidade de qualquer superfície com a distribuição gaussiana, que é a mais comum entre os processos de fabricação [Jeng *et al.*, 2004]. A assimetria ou *skewness* (R_{sk}) é o parâmetro que demonstra a relação da quantidade de eventos abaixo e acima da média, ou de picos e vales de rugosidade (Figura 2.11a). Perfis de rugosidade com picos em quantidades similares ao de vales apresentam $R_{sk} = 0$; os que tenham os picos removidos ou predominância de sulcos possuem $R_{sk} < 0$; e os perfis que possuem vales preenchidos formando um padrão platô-pico, $R_{sk} > 0$. A curtose ou *kurtosis* (R_{ku}) descreve a dispersão da distribuição de probabilidade. Quando $R_{ku} = 3$, a curva apresenta forma similar à gaussiana ou “mesocúrtica”; se $R_{ku} > 3$ a curva é dita “leptocúrtica” e exibe forma aguda; se $R_{ku} < 3$, a distribuição é achatada, ou “platicúrtica”. Fisicamente, R_{ku} , dá indicação quanto ao formato das asperidades, isto é, se os picos e vales são poucos e largos ou muitos e agudos. $R_{ku} < 3$ indica a presença de poucos picos e vales largos e $R_{ku} > 3$ representa muitos picos e vales agudos (Figura 2.11b) [Gadelmawla *et al.*, 2002; Krolczyk *et al.* 2016b].

A curva de Abbott-Firestone (AFC) possibilita representar o perfil estatístico de rugosidade através de uma função de probabilidade cumulativa que indica o quanto uma linha de referência estará acima ou abaixo no perfil [Petropoulos *et al.*, 2010]. São geradas a partir de um perfil de superfície como referência. Uma linha paralela é traçada em cada ponto medido, e o comprimento é calculado para a referência, repetindo-se ao longo de todo o perfil da superfície do pico mais alto ao vale mais baixo. Na AFC são definidos os parâmetros descritivos do perfil de rugosidade: picos (R_{pk}), vales (R_{vk}) e rugosidade central (R_k). A função distribuição de amplitudes (APD) representa

a distribuição de probabilidades que o conjunto de valores medidos possui em relação ao valor mais baixo, descrevendo o perfil de rugosidade [Tavares, 2005].

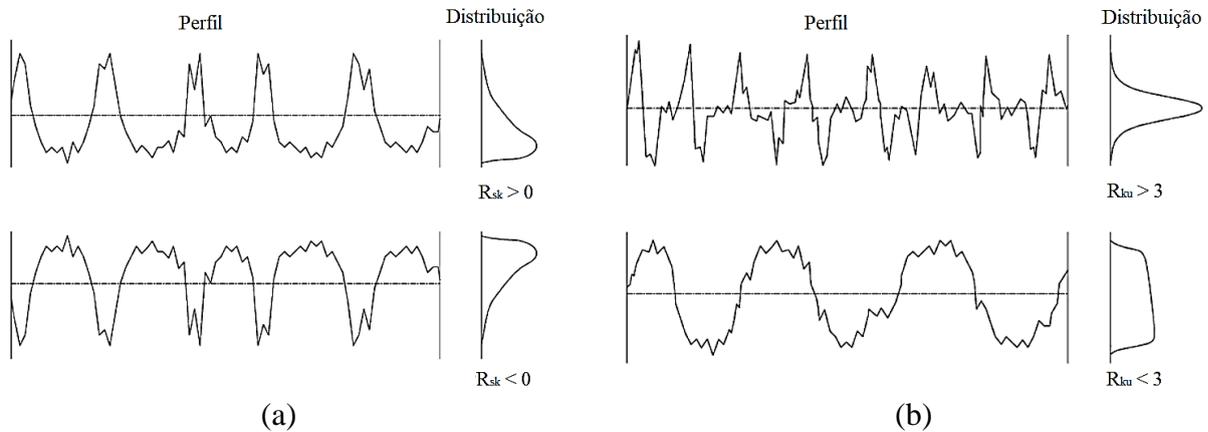


Figura 2.11 – Representação da relação entre o perfil de rugosidade e os parâmetros estatísticos: (a) assimetria; (b) curtose [Gadelmawla *et al.*, 2002].

O uso de DSS em várias aplicações marítimas requer boas propriedades de usinagem. O acabamento da superfície usinada e sua topografia desempenham um papel importante na determinação da vida útil do componente em uma exposição marinha [Feng *et al.*, 2015].

Gouveia *et al.* (2016) analisaram o fresamento frontal e tangencial do LDSS J93372 com ferramentas inteiriças de aço-rápido revestidas (TiAlN e AlCrN) com duas, três e quatro arestas, em comprimentos usinados de 7,5 m (8 ciclos) e 15 m (16 ciclos). Mantiveram constantes a velocidade de corte (v_c) e as profundidades de corte axial e radial, variando o avanço por dente (f_z). As ferramentas de quatro arestas geraram as menores rugosidades para 16 ciclos, e as revestidas foram mais efetivas no corte.

Diferentes trabalhos [Selvaraj, 2019; Suresh *et al.*, 2019; Philip *et al.*, 2015] constataram que os valores de R_a diminuíram com o aumento de n e aumentaram com o incremento de v_f e de a_p no fresamento de topo do DSS 2205. Os autores observaram que a velocidade de avanço (v_f) foi o fator mais significativo sobre R_a , seguido pela profundidade de corte axial (a_p) e pela rotação (n). Os testes de validação mostraram que a rotação no mais alto nível diminuiu a tendência à formação de aresta postiça de corte (APC) nos insertos, favorecendo a menor rugosidade. A densidade dos defeitos superficiais foi influenciada pela baixa n e alta v_f . Tal fato foi atribuído à deformação elastoplástica da camada superficial.

Bouid *et al.* (2004) buscaram otimizar tais parâmetros para o SDSS 9274 com modelagem matemática do fresamento frontal discordante utilizando insertos de metal-duro. Uma baixa a_p foi

significativa na rugosidade. Em outra pesquisa com a mesma ferramenta, Sai *et al.* (2001) compararam o fresamento frontal de acabamento em aço carbono (CS) e SDSS 2507. Alta v_c combinada com baixo f_z melhorou a qualidade da superfície usinada para ambos os materiais. Baixos valores de v_c resultaram em maiores valores de R_a devido à formação de aresta postiça de corte (APC). Sambedana *et al.* (2019) analisaram a rugosidade com variação dos parâmetros de corte no fresamento frontal do SDSS 2507 usando insertos de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN multicamadas. Desenvolveram modelos preditivos usando a metodologia da superfície de resposta e redes neurais artificiais. Os parâmetros foram otimizados usando algoritmo genético. A combinação de alta v_c e baixo f_z produziram o melhor acabamento da superfície. Entretanto, o incremento da v_c , causou um aumento significativo na temperatura gerada. Para avaliar o efeito térmico, Airao *et al.* (2018) investigaram os efeitos dos parâmetros de corte no fresamento frontal do SDSS 2507 a seco e com fluido de corte utilizando inserto de metal-duro com revestimento CVD-TiC/Al₂O₃. Constataram que f_z foi o fator mais influente sobre a rugosidade. O uso do fluido foi benéfico para o acabamento, visto que gotículas se espalharam na interface cavaco-ferramenta e formaram uma camada fina que impediu o desgaste por abrasão e a formação de APC, possivelmente pela redução da temperatura.

Martins (2017) avaliou as ferramentas no fresamento lateral de dois tipos de SDSS (2520 e 2760). Cavidades com interpolação helicoidal e entrada em rampa foram usinadas, e os insertos PVD obtiveram melhores resultados quanto ao acabamento superficial com menores valores de R_a . No entanto, o desgaste do inserto PVD foi maior que o do CVD. O autor recomendou o revestimento PVD para operações de acabamento e revestimento CVD para operações de desbaste.

Policena *et al.* (2018) analisaram estatisticamente os perfis de rugosidade gerados após o fresamento de topo do DSS 2205 através das curvas Abbott-Firestone (AFC) e função distribuição de amplitudes (ADF). Os autores obtiveram os parâmetros de corte para gerar os menores valores de R_a (0,182 μm) e R_z (1,302 μm). AFC e ADF foram importantes na identificação e diagnóstico do estado superficial obtido por fresamento de topo, representando o perfil estatístico destes valores, permitindo assim a caracterização do desempenho do par ferramenta-peça. Nos ensaios de validação, AFC apresentou valores semelhantes de declividade e rugosidade variando de $\pm 0,7 \mu\text{m}$ em R_a (Amostra 17) e de $\pm 0,5 \mu\text{m}$ em R_z (Amostra 20), enquanto ADF mostrou curvas simétricas e valores médios pouco dispersos. A melhoria dos perfis de rugosidade fica evidente quando comparado com a Amostra 10 obtida preliminarmente (Figura 2.12).

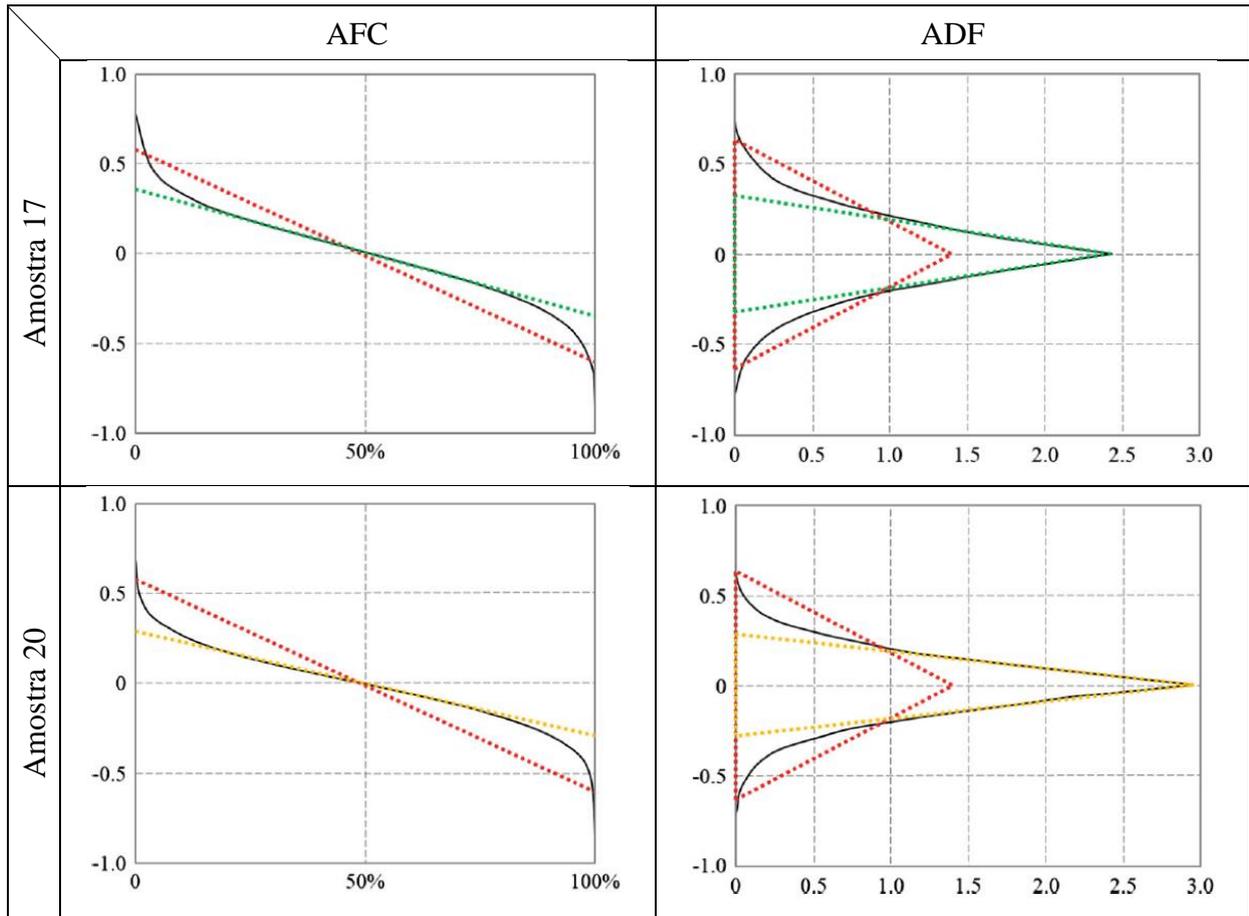


Figura 2.12 – Curvas AFC e ADF para condições otimizadas (as linhas pontilhadas representam as configurações da curva: amostra 10 “vermelha”; amostra 17 “verde”; amostra 20 “laranja”) [Policena *et al.*, 2018].

2.2.4 Integridade da superfície usinada

A integridade é interpretada em função dos elementos que descrevem a estrutura da superfície usinada e o substrato do material. Geralmente é definida por propriedades mecânicas, metalúrgicas e químicas da superfície como microestrutura, variações da microdureza e alterações nas tensões residuais [Jang *et al.*, 1996], bem como influências na fadiga e na corrosão do material [Grum, 2010]. Os processos de remoção de material introduzem mudanças estruturais na superfície da peça. A deformação plástica severa ocorre devido à ação das forças de corte e atrito pelo flanco da ferramenta, resultando no endurecimento da camada superficial (encruamento) [Astakhov, 2010]. O atrito entre ferramenta e peça influencia na deformação da camada usinada, que é um fator significativo na geração da microdureza da superfície [Paiva, 2017].

A geometria da ferramenta e os parâmetros de corte têm forte influência sobre a integridade da superfície usinada. Os dados referentes ao corte dependem de alguns fatores como abrasividade,

adesividade, endurecimento por deformação (encruamento), condutividade térmica e dureza do material da peça, ilustrados pela Figura 2.13.

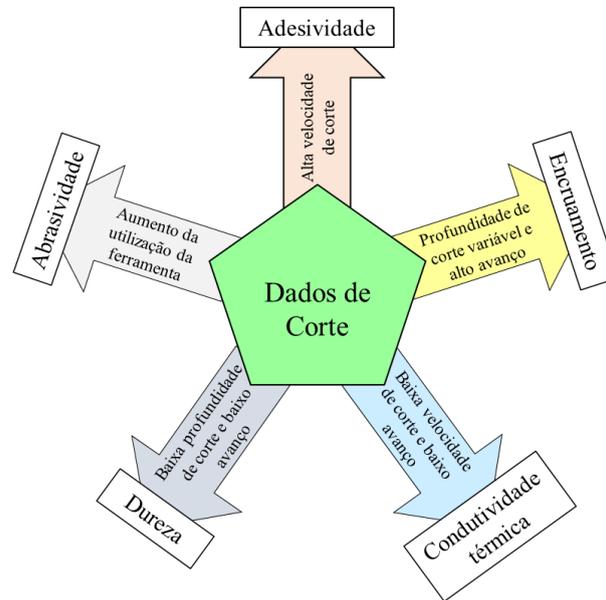


Figura 2.13 – Influência dos parâmetros de corte sobre a integridade da superfície usinada [adaptado de Ståhl, 2012].

O desgaste abrasivo na ferramenta de corte pode ser mais bem equilibrado pelo uso de um material de ferramenta de corte com alta dureza. A aderência de material da peça na ferramenta pode ser minimizada com o aumento da velocidade de corte e conseqüentemente da temperatura de corte. Um menor raio de ponta da ferramenta pode reduzir a camada deformada. Em aços inoxidáveis que possuem baixa condutividade térmica, uma perda insignificante de calor da zona de deformação primária pode expor a ferramenta a uma grande carga térmica, o que pode gerar deformação plástica e aumentar o seu desgaste. Reduzir a velocidade de corte e o avanço pode favorecer a diminuição dessa carga mecânica na ferramenta. A dureza do material da peça também contribui com essa carga [Ståhl, 2012].

Como supracitado, os DSS possuem microestrutura composta por volumes semelhantes de austenita e ferrita. As duas fases constituintes possuem diferentes coeficientes de dilatação térmica; assim, tensões residuais de origem térmica (geralmente tratativas) são encontradas em equilíbrio entre as fases. No entanto, durante o carregamento mecânico, as propriedades individuais de cada fase podem levar a um carregamento não-uniforme, resultando em tensões de fase [Fonseca *et al.*, 2008]. A anisotropia elástica/plástica relacionada ao monocristal e às distribuições de orientação preferencial dos grãos (textura) nos materiais podem causar outra interação mecânica na escala de

tamanho de grão. Assim, devido à heterogeneidade de tensões na escala microscópica observam-se tensões residuais no material [Jia *et al.*, 2006].

A densa camada de óxido de cromo (Cr_2O_3) presente na superfície dos aços inoxidáveis evita a corrosão, e a rugosidade gerada pela usinagem pode afetá-la. A topografia da superfície de um componente metálico é determinada por operações de acabamento, e superfícies preparadas por processos mecânicos são fortemente afetadas pelos desgastes. Assim, modos de desgaste distintos resultam em variados acabamentos da superfície com diferentes texturas [Lee *et al.* 2012]. Processos de usinagem com ferramentas de geometria definida geralmente geram padrões anisotrópicos severos. Além disso, as propriedades direcionais afetam a função tribológica da superfície (comportamento de atrito, desgaste, retenção de lubrificante etc.) [Petrooulos *et al.*, 2010]. Portanto, a utilização de DSS em ambientes corrosivos requer baixa rugosidade, pois o acabamento e a topografia desempenham um papel importante na determinação da vida útil do componente [Policena *et al.*, 2018].

Krolczyk *et al.* (2014a, 2014b, 2015) identificaram que a velocidade de corte (v_c) e o raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) influenciam a distribuição da microdureza nas fases Fe- α e Fe- γ durante o torneamento a seco do DSS 2205. Os autores sugerem que v_c pode controlar as mudanças na subsuperfície do material. Eles constataram que o incremento de v_c foi determinante no calor gerado na zona de corte, fazendo com que as alterações na microestrutura fossem menores. No entanto, este incremento aumentou a espessura da camada endurecida. Além disso, um maior raio de ponta proporcionou aumento da microdureza das fases individuais do material.

Informações sobre análise da microdureza da superfície fresada de DSS são escassas. Assim, recorreu-se novamente a outros processos com maior quantidade de menções (p.ex. torneamento), permitindo auxiliar nas investigações. Bordinassi *et al.* (2006) estudaram a microdureza em operações de acabamento no torneamento do SDSS 2760. A combinação de alta profundidade de corte axial (a_p), baixo avanço (f) e baixa velocidade de corte (v_c) proporcionou menor rugosidade e maior microdureza na superfície usinada. O aumento da v_c diminuiu a área de contato ferramenta-peça, diminuindo assim as deformações na superfície usinada e, por conseguinte, a rugosidade. Este incremento também promove o aumento da temperatura na zona de corte e a redução do coeficiente de atrito nessa interface, reduzindo a tensão de cisalhamento e a dureza do cavaco. Os autores mencionam que existe um grau ótimo de “deformação vs. efeito térmico” a ser considerado. As medidas de microdureza mostraram valores diferentes para as fases Fe- γ e Fe- α com maiores valores para a ferrita. Houve redução em ambas as microdurezas à

medida que a profundidade de medição aumentava; porém, as diferenças não mudaram significativamente, permanecendo semelhantes no centro do material.

Com relação às tensões residuais, Sai *et al.* (2001) constataram que o fresamento de topo no SDSS 2507 com inserto de metal-duro gerou alta tensão residual de tração (> 1000 MPa) na superfície com baixa qualidade superficial. Os autores também citaram que a microdureza da superfície da peça foi maior perto da camada superficial e diminuiu gradualmente na subsuperfície. Além disso, foi maior com o aumento dos parâmetros de corte no fresamento. Fonseca *et al.* (2008) realizaram o fresamento frontal do SDSS 2750 com ferramentas inteiriças de aço-rápido e insertos de metal-duro com revestimento PVD-TiN a fim de analisar a integridade superficial. A baixa v_c gerou as menores tensões residuais compressivas com a ferramenta de aço-rápido. A combinação de alta v_c com baixa a_p gerou tensões residuais trativas.

Santos *et al.* (2021) estudaram as características de evolução microestrutural, propriedades mecânicas e tensões residuais após o fresamento do DSS 2205. Os autores descobriram que a interação ferramenta-peça deformou a microestrutura. Além disso, a transformação de austenita em martensita induzida por deformação plástica alterou a fração volumétrica de Fe- α e Fe- γ . As amostras usinadas também exibiram variações na microdureza específica da fase. Além disso, as tensões residuais na austenita mudaram de compressão para tração de acordo com a velocidade de corte (v_c); sugere-se que altas v_c induzem maiores tensões residuais de tração.

Mohammadi e Amirabadi (2022) apresentaram um modelo analítico via *software* MATLAB para avaliar o encruamento das camadas superiores da peça no fresamento do DSS 2205. O campo de tensões na superfície usinada foi estimado com base nas tensões das regiões de corte. Em seguida, os valores da taxa de deformação foram calculados para cada ponto das camadas superficiais e subsuperficiais usando o campo de tensão determinado. Por fim, o modelo construtivo de Johnson-Cook foi usado para calcular o fluxo de tensão e o endurecimento por deformação. A comparação dos resultados experimentais e teóricos da microdureza subsuperficial mostrou que o modelo prediz adequadamente o grau de encruamento.

2.2.5 Desgaste e vida da ferramenta

A fadiga devido a tensões mecânicas ou térmicas na aresta de corte é a principal causa de danos (trincas, lascamentos e quebras) nas operações de fresamento. A fratura pode ser observada frequentemente no final da vida da ferramenta (Childs *et al.*, 2000). A aresta da ferramenta é submetida à fadiga (solicitações mecânicas e térmicas) devido ao corte interrompido, resultando em fratura local e lascamento [Trent e Wright, 2000]. Além disso, a velocidade de corte apresenta

influência significativamente alta sobre o desgaste de flanco da ferramenta no fresamento de DSS [Selvaraj *et al.*, 2013; Selvaraj *et al.*, 2019].

Schultheiss *et al.* (2013) reduziram o impacto ambiental ao maximizar o uso da ferramenta de metal-duro no fresamento frontal a seco do LDSS 2304. Os autores utilizaram insertos com geometria alisadora (*wiper*) em ciclos de usinagem com parâmetros de corte constantes (v_c , f_z e a_p). Aumentaram a vida da ferramenta em até duas vezes sem influência significativa na rugosidade. Sugeriram investigações adicionais para determinar as limitações do método.

Andersson (2017) estudou a formação de aresta postiça de corte (APC) e os desgastes das ferramentas no fresamento de topo em alta, média e baixa temperaturas do aço ASS 316 e média temperatura dos aços DSS 2205 e CORRAX (endurecido por precipitação) usando insertos de metal-duro com revestimentos PVD-AlTiN e CVD-Al₂O₃/TiCN. O autor observou a formação de APC em todos os testes e, em temperaturas maiores, o material se aderiu sobre toda a aresta. O desgaste foi semelhante para os insertos CVD, enquanto os PVD sofreram menor descamação do revestimento. Os testes de microdureza mostraram que a APC do ASS 316 e do DSS 2205 praticamente dobraram sua dureza, enquanto o encruamento para o CORRAX foi menor (dureza aumentou cerca de 9%). O autor observou ainda através de espectroscopia por energia dispersiva (EDS) que a APC interagiu com o revestimento, pois este era a única fonte de titânio.

Amaro *et al.* (2018) analisaram a vida da ferramenta de metal-duro no fresamento trocoidal (variante do fresamento de ranhuras) do LDSS EN 1.4347. O aumento da velocidade de corte foi prejudicial porque o desgaste de flanco foi progressivo e teve um processo cíclico cumulativo de formação de APC, seguido de lascamento, perda de revestimento e exposição do substrato. Em outro trabalho [Amaro *et al.*, 2020], os autores compararam estratégias convencionais e trocoidais no fresamento do DSS fundido com ferramentas de metal-duro revestidas com PVD-TiAlN. Para ambas as abordagens, os resultados mostraram que o dano na aresta de corte é definido pelo desgaste de flanco progressivo, seguido de lascamento. Maior vida da ferramenta para fresamento trocoidal foi alcançada, pois o desgaste ao longo da aresta de corte foi melhor distribuído e um menor tempo de contato ferramenta-peça proporcionou menor transferência de calor.

Gouveia *et al.* (2016) analisaram o desgaste da ferramenta no fresamento de topo do LDSS J93372 com quatro fresas de metal-duro revestidas (PVD-AlCrN com $z = 2, 3$ e 4 dentes e PVD-TiAlN com $z = 4$ dentes) em comprimentos usinados de 7,5 m e 15 m. A fresa com TiAlN teve o melhor desempenho geral, pois a qualidade da superfície usinada foi mantida independentemente do comprimento usinado ou da vida da ferramenta.

Bergquist e Olsson (2006) realizaram ensaios de usinabilidade por fresamento de topo do LDSS 2101, DSS 2205, ASS 304L e ASS 316L utilizando insertos de metal-duro revestidos com

PVD-TiCN/TiN. A vida da ferramenta foi maior ao usar o 2101, seguido por 304L, 316L e 2205. No caso, o fresamento do 2101 promoveu uma vida da ferramenta 50% e 100% maiores que 304L e 316L, respectivamente. A alta usinabilidade do *lean* duplex foi atribuída à composição química equilibrada do material.

Uhlmann *et al.* (2017) compararam ferramentas com insertos de metal-duro com revestimento (PVD-TiAlN) montadas em um cabeçote fresador com e sem refrigeração interna no fresamento frontal do DSS 2205. Simularam os parâmetros de corte por elementos finitos (FEM) com o *software* ANSYS 16.0 e realizaram testes práticos (Figura 2.14). Obtiveram redução da temperatura de corte com aumento de 50% na vida da ferramenta com refrigeração interna.

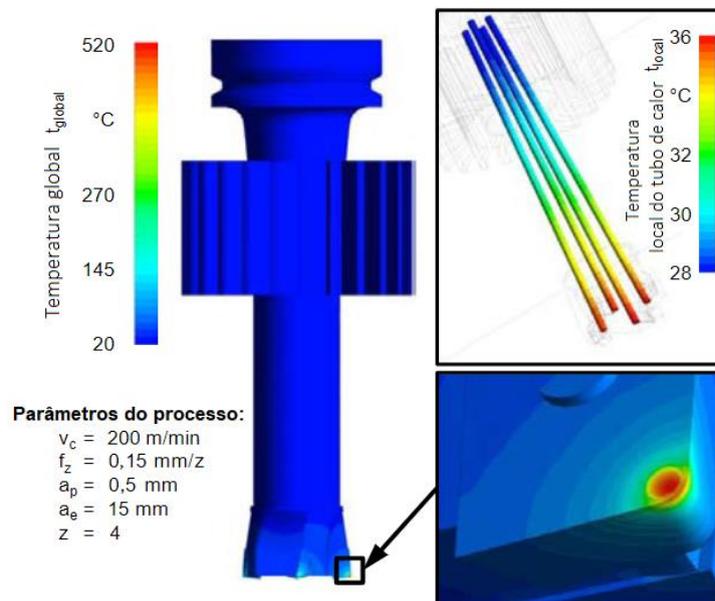


Figura 2.14 – Distribuição de calor simulada por elementos finitos [Uhlmann *et al.*, 2017].

2.2.6 Formação do cavaco

O estudo da formação do cavaco pode ser o alicerce à compreensão dos processos de usinagem. A investigação de fatores associados à composição química, microestrutura, dureza, características de tensão e deformação é importante devido à grande influência destas variáveis sobre a usinabilidade dos metais [Machado *et al.*, 2015; Shaw, 2005].

As duas fases presentes nos DSS (ferrita e austenita) apresentam comportamentos completamente diferentes quanto à deformação plástica. A ferrita (Fe- α), devido à grande quantidade de sistemas de deslizamento e à maior energia de falha de empilhamento, sofre menor encruamento. No caso da austenita (Fe- γ), por possuir um número menor de sistemas de deslizamento e menor energia de falha de empilhamento, pode se transformar em martensita,

quando deformada [Aguilar, 2012; Silveira *et al.*, 2018]. O processo de deformação da austenita (formação da martensita induzida) dos aços inoxidáveis duplex ocorre por rearranjo dos contornos dos grãos e possui caráter viscoso. Seu rearranjo é mais dependente do tempo que o deslizamento em planos cristalográficos densamente compactados ocorrido nas fases α e γ , por isso, é mais dependente das taxas de deformação impostas à usinagem [Shaw, 2005]. A variação da composição química (teores de Mn e N), a energia de falha de empilhamento do Fe- γ e a presença de hidrogênio (facilitador de propagação de trincas) são fatores relacionados à transformação da austenita em martensita [Aguilar, 2012]. No caso, ocorre um aumento da resistência mecânica do material, quando comparado com seu estado inicial, sem a presença da microestrutura martensítica.

Há pouca literatura sobre a formação de cavacos de DSS oriundos do fresamento. Dessa forma, recorreu-se a outros processos de usinagem que exploraram cavacos de DSS. O torneamento compreende a maioria desses trabalhos, além de discutir com mais profundidade o tema. Cavacos gerados pelos processos de furação e fresamento também são abordados.

Barbosa (2014) analisou o cavaco gerado no torneamento de três classes de aços inoxidáveis (austenítico, martensítico e duplex) e concluiu que o encruamento só é influenciado pela estrutura do material. Ahmed e Veldhuis (2017) observaram martensita induzida por deformação na microestrutura dos cavacos formados no processo de torneamento de SDSS 2507. Kumar *et al.* (2014) analisaram a morfologia dos cavacos no torneamento do SDSS 2507 em função dos meios de lubrificação. Os autores verificaram cavacos com maior serrilhado e crescimento irregular da trinca na zona de cisalhamento durante o corte a seco. Com fluido em abundância, formaram-se serrilhados pequenos e reentrâncias uniformes. O uso de criogenia (LCO₂) indicou melhora na interação cavaco-ferramenta com formações segmentadas de cavacos em tamanhos regulares. Raveendra *et al.* (2017) caracterizaram a microestrutura dos cavacos gerados durante o torneamento do SDSS 2507. Identificaram as zonas de cisalhamento primário (PSZs) com bandas de cisalhamento adiabáticas e zona de cisalhamento secundário (SSZs). As imagens obtidas por difração de elétrons retroespalhados (EBSD – *Electron Backscatter Diffraction*) mostraram faixas alternadas de Fe- γ e Fe- α com grãos alongados e muito finos ao longo da direção de cisalhamento. As SSZs exibiram regiões alternadas de grãos equiaxiais e não-equiaxiais. Observaram ferrita significativamente recristalizada e austenita deformada.

Nomani *et al.* (2015) investigaram o mecanismo de formação dos cavacos gerados no processo de furação de DSS 2205 e SDSS 2507. A análise da zona de corte revelou que a fase austenítica (mais dura) se espalhou com o avanço da ferramenta e foi comprimida na fase ferrítica (mais dúctil). Perfis de microdureza revelaram correlação entre a dureza da superfície usinada e a

região de transição com o cavaco. Em outro trabalho, Nomani *et al.* (2016) estudaram a deformação e o comportamento plástico das fases a partir da formação dos cavacos no torneamento dos mesmos materiais. A maior plasticidade da austenita foi responsável pelo acúmulo de Fe- α . Linhas de fluxo indicaram que a fase Fe- γ deformou-se plasticamente com maior taxa para o cavaco em relação à superfície. A deformação foi evidenciada por estruturas lamelares heterogêneas e reorientação dos contornos de grão com múltiplos sistemas de deslizamento.

Raymundo *et al.* (2014) identificaram as formas e tipos dos cavacos, as regiões de bandas de deslizamento e a zona de aderência no fresamento do DSS 2205. Analisaram os contornos de grão com um *software* de processamento de imagens. A combinação do avanço com a velocidade de corte influenciou o tipo de cavaco. Os contornos de grão ficaram deformados e orientados de acordo com o mecanismo de sua própria formação. Os autores caracterizaram os cavacos com embutimento, mas não mediram as estruturas do DSS. Garcia (2019) comparou os cavacos gerados no fresamento dos aços LDSS 2101 e DSS 2205 (Figura 2.15). Constatou-se para ambos os materiais que as condições de corte que geraram menor rugosidade provocaram um aumento de aproximadamente 13% nos valores de microdureza dos cavacos em relação às chapas não usinadas, indicando que o corte influenciou o encruamento.

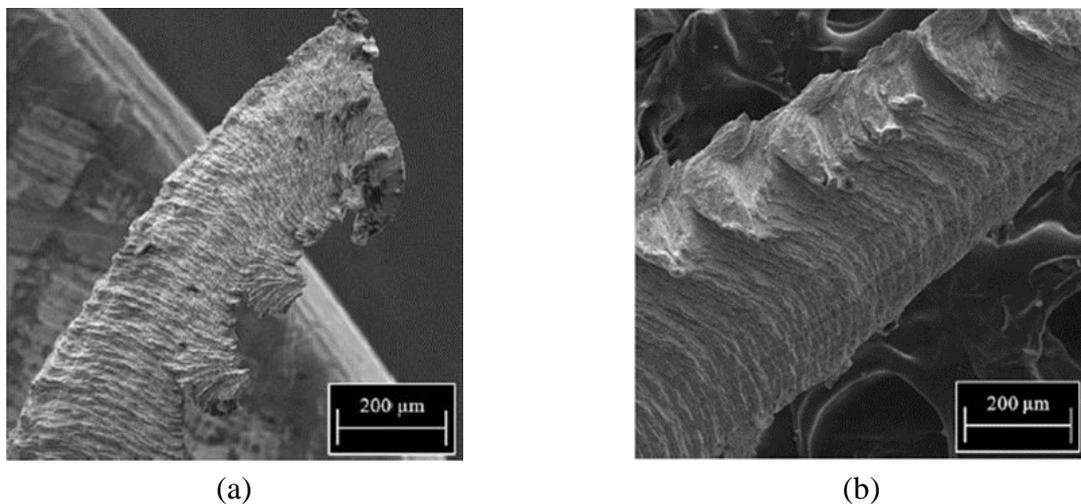


Figura 2.15 – Cavacos gerados no fresamento frontal para as menores rugosidades obtidas:

(a) LDSS 2101 (b) DSS 2205 [Garcia, 2019].

Silva *et al.* (2019) analisaram a formação de cavacos em fresamento de topo em SDSS 2760 utilizando insertos de metal-duro com revestimentos CVD e PVD. Foram obtidos cavacos curtos e fragmentados com irregularidades nas extremidades, caracterizados pela alta deformação plástica devido à dificuldade de extração e ao atrito envolvido. Os autores identificaram uma zona

de esmagamento com ranhuras progressivas resultantes do alto esforço de corte gerado pelo ângulo de saída do inserto redondo. Alabdullah *et al.* (2017) analisaram a seção transversal do cavaco oriundo do fresamento do SASS AL6XN. Identificaram a presença de bandas de cisalhamento e calcularam o grau de serrilhado (H) considerando a velocidade de corte e o avanço. No caso, obtiveram grau de serrilhado $H = 6,91$ para $v_c = 150$ m/min e $f_z = 0,14$ mm/dente. Os autores também caracterizaram os cavacos com embutimento e não mediram as estruturas do SDSS. De acordo com Koyee *et al.* (2015), H corresponde ao valor da espessura do pico do cavaco (h_{max}) dividido pela espessura do vale (h_{min}). Um cavaco contínuo se formará durante a usinagem se $H \cong 1$, enquanto valores mais altos correspondem a cavacos com serrilhados maiores.

2.3 Corrosão por Pites

A baixa usinabilidade dos aços inoxidáveis deve-se principalmente à alta resistência mecânica e à alta resistência ao cisalhamento, que exigem mais energia para a formação e a quebra dos cavacos, aumentando as forças e o calor gerado durante a usinagem e reduzindo a vida da ferramenta [Nomani *et al.*, 2013; Youssef, 2016]. Tais fatores influenciam negativamente a integridade da superfície usinada, pois podem gerar tensões residuais de tração [Saï *et al.*, 2001]. Para atenuar o problema, a adição de enxofre contribui para aumentar a usinabilidade, pois facilita a quebra do cavaco e diminui o coeficiente de atrito através da formação de MnS ou MoS₂. No entanto, o maior teor de enxofre prejudica a resistência à corrosão nos DSS [Jeon *et al.*, 2010].

A estrutura bifásica do DSS oferece melhor resistência a corrosão sob tensão (SCC), o que o torna uma melhor alternativa ao ASS 316L para aplicações marítimas. No entanto, as ligas DSS são mais difíceis de usinar se comparadas com a série ASS 300. Além disso, o SDSS (maior PREN devido aos maiores teores de Cr, Ni e Mo) tem usinabilidade ainda menor que o LDSS e o DSS [George *et al.*, 2021; Gowthaman *et al.*, 2020; Gunn, 1997; Nomani *et al.*, 2015]. Segundo Oliveira Jr. *et al.* (2013), o processo de usinagem pode influenciar nas propriedades mecânicas e na resistência à corrosão, pois causa deformação plástica na superfície usinada. Menores velocidades de corte resultam em menor temperatura e conseqüentemente uma menor deformação plástica na superfície da peça. Assim, temperaturas mais baixas na zona de corte são benéficas para a resistência à corrosão da superfície. Gowthaman *et al.* (2020) citaram que em temperaturas mais altas, a fase de ferrita instável leva a sua decomposição e degradação da corrosão e das propriedades mecânicas. A faixa de temperatura de 250-650°C acomoda a decomposição da Fe- α e a longa exposição da fragilização, enquanto em temperaturas mais altas 600-900°C podem ocorrer vários tipos de precipitados que causam redução na tenacidade e na resistência à corrosão.

Os aços inoxidáveis são suscetíveis à corrosão em ambientes contendo íons haletos, como cloretos. A corrosão por pite é uma forma localizada de ataque que resulta em penetração relativamente rápida em pequenas áreas discretas. As cavidades podem parecer bem pequenas na superfície e ser escondidas por produtos de corrosão aparentemente inofensivos, mas podem ter uma área maior abaixo da superfície; assim, a corrosão por pites geralmente permanece desconhecida até a falha. A quebra local da camada passiva e os mecanismos de iniciação do pite têm sido amplamente discutidos, mas ainda não são totalmente compreendidos [Zhou, 2018].

Os três principais mecanismos de iniciação dos pites são: (1) penetração, (2) quebra de filme e (3) adsorção. O primeiro envolve a transferência de ânions através do filme de óxido para a superfície do metal, onde iniciam suas ações específicas. O segundo requer a ruptura dentro do filme que dá acesso direto dos ânions à superfície metálica desprotegida. O terceiro inicia-se com a adsorção de ânions agressivos na superfície do óxido, que “cataliticamente” aumenta a transferência de cátions metálicos do óxido para o eletrólito, levando ao afinamento do filme passivo com possível remoção total e início de intensa dissolução localizada [Marcus, 2012]. Em contraste com a iniciação, a propagação do pite é relativamente bem compreendida, como ilustra a Figura 2.16.

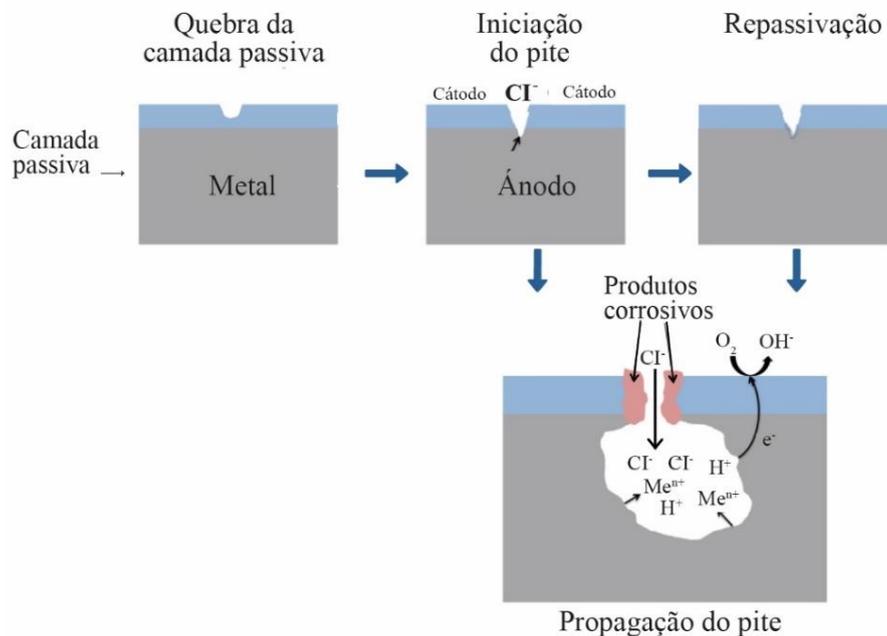


Figura 2.16 – Iniciação e propagação de um pite [adaptado de Zhou, 2016].

Uma vez que o pite nucleia, o metal nu é exposto ao meio ambiente. À medida que o metal desprotegido se torna o ânodo e o ambiente circundante atua como o cátodo, uma célula galvânica

é estabelecida. Em muitos casos, o filme passivo será “repassivado” e a corrosão será interrompida. Se não ocorrer “repassivação”, a relação desfavorável da superfície ânodo-cátodo resultará em rápida corrosão local no pite. Com o crescimento do pite, o valor do pH no mesmo diminuirá como resultado da hidrólise de íons metálicos dissolvidos; isso, por sua vez, concentra ainda mais ânions como íons cloreto (Cl^-) no pite. Assim, o ambiente dentro de um pite em crescimento torna-se mais agressivo e a “repassivação” torna-se ainda menos provável. Como resultado, os pites geralmente se propagam a uma taxa alta e causam falhas por corrosão em pouco tempo [Zhou, 2016]. Por outro lado, a concentração dos principais elementos de liga no DSS varia ligeiramente em cada fase, e isso deixa uma pequena lacuna entre a ferrita ($\text{Fe-}\alpha$) e a austenita ($\text{Fe-}\gamma$) em relação a resistência à corrosão por pite, ou seja, o número equivalente de resistência à corrosão (PREN) é diferente em cada fase [Kang e Lee, 2013]. A resistência ótima à corrosão por pites é obtida perto da relação volumétrica de 50% de ferrita e 50% de austenita [Charles, 2009]. A solução de cloreto férrico simula a condição marítima natural, expondo a amostra a uma condição parecida com ambientes reais, com características como ambientes oxidantes, baixo pH e ambientes contendo cloretos [Oliveira Jr., 2013]. A Norma ASTM G48 estipula tempos e temperaturas diferentes relacionados a cada material exposto à corrosão. Apresenta diferentes métodos que simulam um ensaio de corrosão acelerada (pites, frestas e suas temperaturas críticas).

Brahan *et al.* (2005) correlacionaram a resistência tensão-corrosão de uma superfície usinada com sua tensão residual. A resistência à corrosão aumentou à medida que a tensão residual introduzida durante o torneamento diminuiu. Em seguida, submeteram as superfícies torneadas com diferentes valores de rugosidade e tensão residual a um teste de corrosão por pite e concluíram que a rugosidade foi mais importante que a tensão residual na formação dos pites. A baixa rugosidade reduz a formação de pites, uma vez que os picos mais altos do perfil contribuem para facilitar a formação dos mesmos [Hassiotis e Petropoulos, 2006; Gravalos *et al.*, 2010]. A hipótese que Oliveira Jr. *et al.* (2013) propuseram é que a deformação plástica é um dos fatores que afetam a rugosidade da superfície. O incremento da velocidade de corte (v_c) gera um aumento da rugosidade. Esse incremento gera o aumento da temperatura na região de corte. Assim, menor v_c resulta em menor temperatura e menor deformação plástica na superfície da peça nas proximidades do cavaco. Além disso, o desgaste da ferramenta precisa ser controlado, pois a aresta de corte desgastada facilita essa deformação, que por sua vez introduz defeitos no cristal e provoca o deslizamento dos planos atômicos. Consequentemente, as regiões deformadas apresentam maiores tensões internas que se comportam anodicamente e ficam sujeitas à corrosão por pite.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são apresentados os materiais e equipamentos utilizados para realização de ensaios, medições e análises das variáveis. Um resumo das etapas do trabalho está exposto no fluxograma da Figura 3.1.

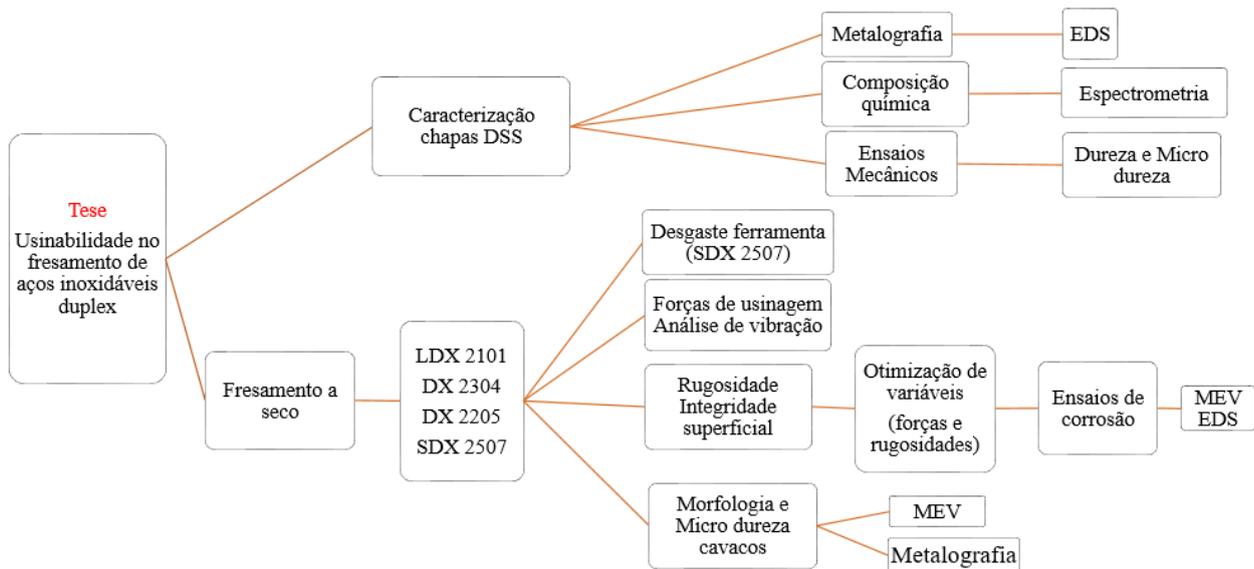


Figura 3.1 – Fluxograma de desenvolvimento do trabalho.

3.1 Caracterização dos Materiais e dos Corpos de Prova

A composição química das chapas dos aços inoxidáveis duplex da série Forta[®] fornecidos pela Outokumpu (Finlândia) LDX 2101, DX 2304, DX 2205 e SDX 2507 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. A Tabela 3.1 apresenta os resultados das análises realizadas. Os valores de resistência a corrosão por pite (PREN) foram calculados pela Equação (2.1) e comparados com os indicados pela fornecedora do material.

Algo comum na análise da composição química medida em todos os DSS, foi que o teor de carbono (C) estava superior ao normatizado e o teor de cromo (Cr) inferior. Destaca-se que os valores são referentes à medição em três locais distintos das chapas. Os materiais doados podem ter teores abaixo dos especificados ou pode ser um fator da medição como a aferição do espectrômetro. Vale ressaltar que a menor presença de Cr pode interferir no diagrama de Schaeffler que está ligado à quantidade de ferrita (Fe- α) e austenita (Fe- γ) finais. O cromo é um elemento alfacênico e a redução do mesmo pode aumentar a quantidade de Fe- γ na liga [Aguiar, 2012]. Ademais, a menor quantidade de Cr e a ausência de nitrogênio (N) nas composições químicas

podem ter comprometido os valores calculados de PREN. No caso, o espectrômetro BRUKER Q2 ION utilizado não consegue medir elementos leves da tabela periódica (1ª e 2ª linhas), mas somente a partir do sódio (número atômico a partir do 11).

Tabela 3.1 – Composição química dos aços inoxidáveis duplex série Forta®: LDX 2101, DX 2205, DX 2304 e SDX 2507 (% massa)

LDX 2101	C	Si	Cr	Ni	Mo	Mn	Cu	w	N	P	S	PREN
Medido	0,08	0,83	19,4	1,53	0,26	4,5	0,30	0,12	-	0,03	0,01	20,5
Norma	0,04	1,0	21-22	1,35-1,70	0,1-0,8	4,0-6,0	0,1-0,8	-	0,2-0,25	0,04	0,03	26
DX 2304	C	Si	Cr	Ni	Mo	Mn	Cu	w	N	P	S	PREN
Medido	0,06	0,52	20,5	5,12	0,42	1,79	0,40	0,13	-	0,05	0,01	22,1
Norma	0,03	1,0	21,5-24,5	3,0-5,5	0,05-0,6	2,5	0,05-0,6	-	0,05-0,2	0,04	0,03	26
DX 2205	C	Si	Cr	Ni	Mo	Mn	Cu	w	N	P	S	PREN
Medido	0,05	0,39	20,7	5,45	3,91	1,80	0,19	0,11	0,005	0,024	0,01	33,9
Norma	0,03	1,0	22-23	4,5-6,5	3,0-3,5	2,0	-	-	0,14-0,2	0,030	0,02	35
SDX 2507	C	Si	Cr	Ni	Mo	Mn	Cu	w	N	P	S	PREN
Medido	0,06	0,43	21,9	6,96	3,50	0,96	0,23	0,13	-	0,050	0,01	33,7
Norma	0,03	0,8	24-26	6,0-8,0	3,0-5,0	1,2	0,5	-	0,24-0,32	0,035	0,02	43

A quantidade limitada de material impossibilitou a medição de algumas propriedades mecânicas e físicas dos materiais. A Tabela 3.2 apresenta um resumo de algumas propriedades mecânicas, enquanto que a Tabela 3.3 exhibe a variação da expansão térmica com o incremento da temperatura e a Tabela 3.4 mostra algumas propriedades térmicas com a variação da temperatura. Os dados das 3 Tabelas foram retirados dos *Data Sheets* dos DSS fornecidos.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis duplex série Forta®: LDX 2101, DX 2205, DX 2304 e SDX 2507 [Outokumpu, 2018].

Propriedades	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
Dureza (HB)	230	220	250	265
Limite escoamento (MPa)	570	520	620	590
Máxima Tensão Tração (MPa)	770	685	820	900
Alongamento (%)	38	35	35	30
Condutividade Térmica (W/mK)	15	15	14	14

Tabela 3.3 – Expansão térmica dos aços inoxidáveis duplex série Forta®: LDX 2101, DX 2304, DX 2205, e SDX 2507 [Outokumpu (2018) e Matweb (2020)].

LDX 2101 e DX 2304	Temperatura (°C)	30 - 100	30 - 200	30 - 300	30 - 400
	Expansão Térmica ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	13,5	14	14,5	14,5
DX 2205	Temperatura (°C)	30 - 100	30 - 200	30 - 300	30 - 400
	Expansão Térmica ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	13	13,5	14	14,5
SDX 2507	Temperatura (°C)	30 - 100	30 - 200	30 - 300	30 - 400
	Expansão Térmica ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	13,5	14	14	14,5

Tabela 3.4 – Propriedades físicas dos aços inoxidáveis duplex série Forta®: LDX 2101, DX 2205, DX 2304 e SDX 2507 [Outokumpu (2018) e Matweb (2020)].

DSS	Temperatura (°C)	20	100	200	300	400
	Módulo de Elasticidade (GPa)	200	194	186	180	172
LDX 2101	Condutividade Térmica (W/m·K)	15	16	17	18	20
	Capacidade Térmica (J/kg K)	500	530	560	560	-
DX 2304	Condutividade Térmica (W/m·K)	16	17	18	19	21
	Capacidade Térmica (J/kg K)	490	505	530	550	590
DX 2205	Condutividade Térmica (W/m·K)	14	16	17	18	20
	Capacidade Térmica (J/kg K)	480	500	530	560	590
SDX 2507	Condutividade Térmica (W/m·K)	14	15	16	18	20
	Capacidade Térmica (J/kg K)	480	500	530	550	580

3.1.1 Análise metalográfica

As análises metalográficas foram realizadas com microscópio óptico ZEISS® Scope A1 disponível no Laboratório de Materiais da Universidade de Passo Fundo (UPF). O ataque foi realizado com o reagente *Behara* modificado composto por: 20 ml de HCl (ácido clorídrico), 1 g de K₂S₂O₅ (metabissulfeto de potássio), 200 mg de NH₄HF₂ (bifluoreto de amônia) e 80 ml de H₂O (água destilada). Esse reagente tem uma vida de 5 min. Após esse tempo, ele oxida, não reagindo com a superfície do metal. No início do ataque e dependendo do material, a superfície “queimava” em poucos segundos. No meio da vida do reagente, em algumas situações, o tempo de exposição ao reagente não era suficiente para revelar as microestruturas. Dessa forma, foram

feitas diversas tentativas para a obtenção das metalografias. Consequentemente, as imagens dos materiais analisados apresentaram tonalidades de cores diferentes.

3.1.2 Corpos de prova

Todos os corpos de prova utilizados foram definidos com dimensões de 100 x 90 x 6 mm (Figura 3.2). Os quatro furos foram feitos para a fixação das chapas no dinamômetro piezelétrico.

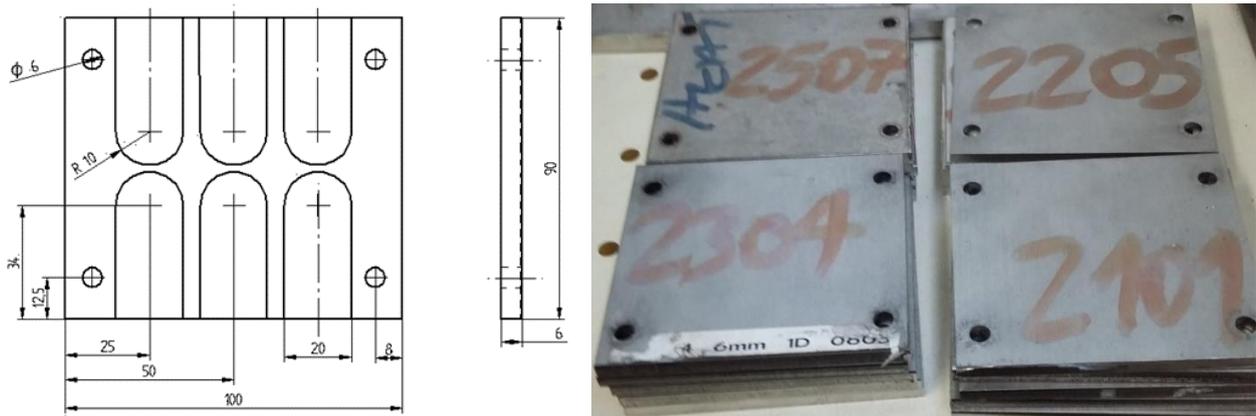


Figura 3.2 – Corpos de prova: (a) representação esquemática das dimensões após a usinagem; (b) chapas furadas para fixação no dinamômetro.

3.2 Definição da Máquina Operatriz e da Ferramenta de Corte

Para o fresamento das amostras, o Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS-UFRGS) dispõe do centro de usinagem ROMI modelo Discovery 308 (Figura 3.3a). Esta máquina-ferramenta possui comando Mach 3, motor do eixo-árvore com potência máxima de 7,5 cv (5,5 kW) e rotação máxima de 4000 rpm. Os cursos dos eixos x , y e z são, respectivamente, 450 mm, 310 mm e 410 mm. O magazine tem capacidade para até oito ferramentas.

Segundo a Walter Tools (2018), os insertos da classe ISO-M com dureza de até 200 HB são os mais indicados para a usinagem dos materiais em estudo. Assim, o cabeçote fresador Xtra-tec® modelo F4042R.W20.02 e os insertos Tiger-tec Silver® modelo ADMT10 classe WSM35 foram doados pela Walter Tools. A Figura 3.3b ilustra as características geométricas do cabeçote e do inserto. A ferramenta foi montada em um cone modelo BT-30 com comprimento da haste em balanço de 30 mm. As principais informações técnicas fornecidas pelo fabricante são:

- insertos de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN/ Al_2O_3 ;
- velocidade de corte recomendada $v_c \geq 100$ m/min;
- avanço por dente recomendado $f_z \leq 0,08$ mm/dente.

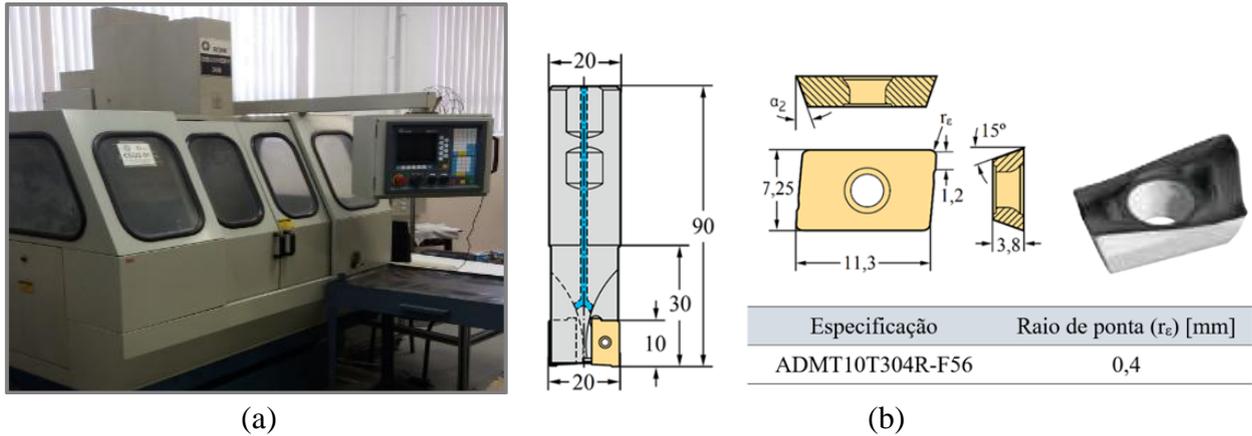


Figura 3.3 – (a) Centro de usinagem Romi *Discovery 308*; (b) características do inserto e do cabeçote [adaptada de Walter Tools, 2018].

3.3 Planejamento da Experimentação em Usinagem

Realizou-se o fresamento a seco nos quatro DSS seguindo o projeto de experimentos de Box-Behnken (BBD). O BBD é um método de otimização estatística que visa trabalhar simultaneamente na obtenção dos melhores níveis em um conjunto de fatores que exercem influência em determinado processo. Consiste na combinação de análise fatorial com projetos de blocos incompletos [Manohar *et al.*, 2013] e propõe o uso de três níveis para cada fator controlável de entrada (velocidade de corte, avanço por dente e profundidade de corte axial) para desenvolver uma superfície de resposta. Em geral, o número de pontos experimentais (N) relaciona o número de fatores (K) ao número de execuções no ponto central (X) (Equação 3.1). Após análise de 12 execuções mais três no ponto central, os resultados são verificados testando a condição ótima determinada pelo BBD [Montgomery, 2004].

$$N = 2 K (K - 1) + X \quad (3.1)$$

A Tabela 3.5 mostra as variáveis controláveis de entrada utilizadas e seus respectivos níveis utilizados nas experimentações com LDX 2101, DX 2304, DX 2205 e SDX 2507. Portanto, o BBD fornece 15 combinações aleatorizadas (ou passes) dos fatores controláveis de entrada por material usinado (Tabela 3.6). Cada ensaio consistia em um passe com variação dos parâmetros de corte. Parte do material removido na forma de cavacos foi coletado. Ao final do passe, o ensaio era interrompido. Os passes 9*, 14* e 15* utilizam os três fatores em nível médio (0,0,0) a fim de verificar a repetitividade do experimento.

Tabela 3.5 – Variáveis de entrada para o fresamento dos quatro DSS.

Fatores Controláveis		Níveis		
		Baixo (-1)	Médio (0)	Alto (+1)
Velocidade de corte	v_c [m/min]	80	95	110
Avanço por dente	f_z [mm/dente]	0,05	0,125	0,2
Profundidade de corte axial	a_p [mm]	0,2	0,4	0,6

Tabela 3.6 – Combinações aleatorizadas dos parâmetros de entrada.

Passe	1	2	3	4	5	6	7	8	9*	10	11	12	13	14*	15*
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Ao se considerarem três passes de validação de um eventual modelo de otimização, poderão ser efetuados 18 passes por material.

3.4 Aquisição e Processamento dos Sinais de Força

Os sinais de força foram adquiridos e processados para determinação das parcelas estática e dinâmica das forças ativa e passiva e das vibrações de alta e baixa frequências. Durante a experimentação, as forças F_x , F_y e F_z correspondentes às componentes ortogonais nas direções transversal (x), longitudinal (y) e axial (z) de corte foram obtidas para cada um dos passes através do Sistema Monitor do LAUS (Figura 3.4) composto de um dinamômetro piezelétrico KISTLER modelo 9129AA que capta o sinal analógico, converte a força aplicada (newtons) em carga elétrica (pico-coulombs). Por um cabo, os 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 em tensão elétrica (volts) proporcional à força aplicada. O sinal analógico de força que sai do amplificador vai para um computador dedicado contendo uma placa de aquisição de dados DAQ Measurement Computing® PCIM-DAS 1602/16 (conversão A/D) e o software LabVIEW™ 9.0 (processamento dos sinais digitais). Os sinais digitais das três componentes ortogonais são então processados através do LabVIEW, que converte novamente os dados de força em newton. 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 os *softwares* MS Excel e MATLAB 2015.

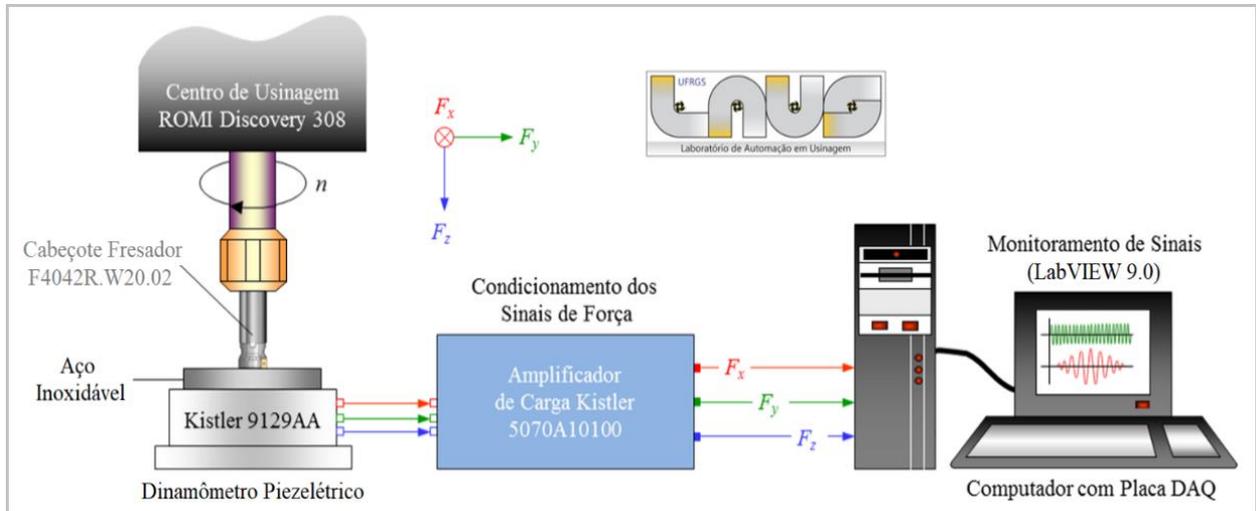


Figura 3.4 – Sistema de monitoramento e aquisição de sinais de força [Cortesia do LAUS].

A faixa de seleção de dados deve desconsiderar a entrada da fresa na chapa e sua saída, pois existem alterações nas vibrações nesses instantes. Dessa forma, deve-se desconsiderar, no comprimento do passe, metade do diâmetro da fresa no início e todo o diâmetro da fresa no final do passe, analisando apenas o intervalo de comprimento entre essas desconsiderações. A faixa de dados nesse instante do corte é selecionada para avaliação, pois todas as arestas de corte da fresa estão cortando e o cavaco permanece constante, sem sofrer alterações (Figura 3.5).

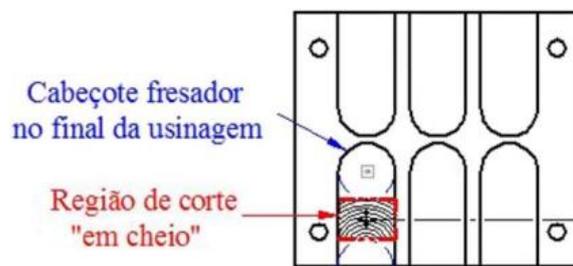


Figura 3.5 – Região considerada na análise dos resultados

A região estável de corte ou região de corte em cheio, também conhecida como Intervalo de Pontos de Análise (IPA), e os tempos de aquisição de dados considerados seguem o modelo proposto por Garcia (2019) (apresentado no **Apêndice B**). Para os cálculos foi utilizada uma amostra $N = 1800$ pontos tomada na região estável do IPA, conforme utilizado por Sória (2016). A taxa de aquisição foi de 5 kS/s ou 5 kHz para todos os passes.

A força de usinagem (F_U), ou força resultante, foi calculada pela Equação (3.2), enquanto a componente ativa (F_A) e a passiva (F_P) foram determinadas pelas Equações (3.3) e (3.4).

$$F_{Ui} = \sqrt{F_{xi}^2 + F_{yi}^2 + F_{zi}^2} \quad (3.2)$$

$$F_{Ai} = \sqrt{F_{xi}^2 + F_{yi}^2} \quad (3.3)$$

$$F_{Pi} = F_{zi} \quad (3.4)$$

Com a determinação da força (F_U , F_A ou F_P) para cada ponto “ i ” do intervalo amostral “ N ”, definiram-se as parcelas estáticas (μF) e dinâmicas (ΔF) de cada amostra. A parcela estática representa o valor médio da força (Eq. 3.5) e a parcela dinâmica representa a flutuação desta força em torno da média para um intervalo de confiança de 95% (Eq. 3.6).

$$\mu F = \frac{\sum_{i=1}^N F_i}{N} \quad (3.5)$$

$$\Delta F = \pm 1,96 \cdot \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (F_i - \mu F)^2}{N}} \quad (3.6)$$

3.5 Análise de Vibrações

Para aplicação da DWT na força de usinagem (F_U) é necessário, primeiramente, escolher qual o tipo de “família” da transformada será utilizada. Em situação semelhante, Sória (2016) afirma que a família *Daubechie* “*db6*” com 4 níveis apresenta melhores respostas, com curvas de resposta mais suavizadas. Assim, com a família e o nível da DWT selecionados, utilizou-se a *Toolbox* do MATLAB 2015 para determinar a melhor aproximação e o melhor detalhamento do sinal de F_U . O sinal da aproximação no quarto nível A_4 apresenta as baixas frequências e as maiores amplitudes do sinal, enquanto o primeiro nível de detalhamento D_1 exibe frequências maiores e amplitudes muito menores que A_4 . Dessa forma, foi usado no MATLAB o algoritmo desenvolvido por Mileski *et al.* (2021) que lê os dados, calcula as variáveis no intervalo IPA (ver Figura 3.5) e plota os resultados.

3.6 Avaliação da Rugosidade

As texturas da superfície foram avaliadas nas amostras usinadas através de perfis, imagens e parâmetros de rugosidade (R_a e R_z). Os parâmetros foram coletados em três pontos das amostras no IPA (excluindo as regiões instáveis de entrada e saída da ferramenta, Figura 3.5) na direção radial ao deslocamento da ferramenta através do rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P aplicando comprimento de amostragem (l_e) de 0,8 mm e comprimento de avaliação ($l_m = 5 l_e$) de 4 mm. De acordo com a norma DIN EN ISO 4288, esses são os comprimentos padrões de amostragem e de avaliação para o perfil de rugosidade (R_a e R_z) não-periódico definidos por faixas de $0,1 < R_a < 2,0 \mu\text{m}$ e $0,5 < R_z < 10 \mu\text{m}$. Em seguida, calculou-se a média aritmética dos três valores coletados. As imagens das superfícies foram captadas com o auxílio de um microscópio ZEISS® Axio Lab A1, equipado com uma câmera digital de resolução de 5 MP, lente de 2,5 mm e ampliação 25x, disponível no Laboratório de Tribologia (LATRIB-UFRGS).

Os gráficos 3D dos perfis de rugosidade foram obtidos usando o interferômetro óptico BRUKER Contour GT-K3D auxiliado pelo *software* Vision 64, com auxílio do Laboratório de Tribologia (LATRIB-UFRGS), em parceria com o Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF-UFRGS). Na análise de interferometria, foi utilizada uma lente de 2,5x que possui uma resolução lateral de 3,998 μm com *zoom* digital de 1x. Foi realizada uma imagem única, no centro da amostra, tamanho padrão de 2000 μm nos eixos X e Y. Os valores de assimetria (R_{sk}) e curtose (R_{ku}) foram determinados e consideraram o perfil 3D da superfície.

O *software* MATLAB 2015 foi utilizado para traçar as curvas de Abbott-Firestone (AFC) e de Função Distribuição de Amplitudes (ADF) com o algoritmo desenvolvido por Tavares (2005) (vide **Apêndice C**). Foram escolhidos perfis de rugosidade mais regulares, ou seja, com menor variação entre os valores de picos e vales no comprimento de avaliação (l_m).

3.7 Verificação dos Desgastes da Ferramenta

Dos materiais analisados, o SDX 2507 foi o que apresentou mais dificuldades no corte, exigindo uma análise dos desgastes nos insertos. A avaliação do estado da ferramenta foi feita com o microscópio digital USB Dino-Lite Pro AM-413ZT, com resolução de 1024 x 768, conectado a um computador com *software* dedicado DinoCapture 2.0. Este *software* permite visualizar a imagem adquirida, editá-las e efetuar a medição da largura média da marca de desgaste de flanco (VB) no inserto. A medição de VB foi realizada com uma ampliação de 420x. A avaliação ocorreu

após cada um dos 15 passes iniciais. A substituição da aresta de corte era realizada quando $VB \geq 0,1$ mm. Se $VB < 0,1$ mm, realizava-se o próximo passe.

3.8 Caracterização dos Cavacos

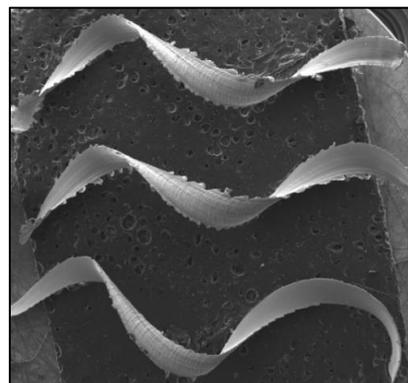
Os cavacos de todos os 15 passes para os quatro DSS foram coletados, embutidos e preparados para análise metalográfica, totalizando 60 amostras. Para garantir que a superfície do cavaco ficasse virada para cima, colocou-se uma fita no mesmo e no “copo” da embutidora. Os cavacos foram embutidos em baquelite (Figura 3.6), lixados em cinco lixas com diferentes granulometrias (100, 200, 400, 1000 e 2000), polidos com alumina em suspensão e atacados com reagente *Behara* modificado conforme as chapas. Os ensaios foram efetuados no Laboratório de Materiais da UPF. Alguns dos cavacos investigados na análise metalográfica foram analisados no microscópio eletrônico de varredura (MEV) TESCAN VEGA 3 LMU (Figura 3.7a) presente no Parque Tecnológico da UPF. O procedimento consiste em fixar o cavaco sobre a fibra de carbono (Figura 3.7b) presente em um dispositivo de fixação (*stab*).



Figura 3.6 – Cavacos embutidos em baquelite.



(a)



(b)

Figura 3.7 – Preparação dos cavacos para análise: (a) MEV; (b) cavacos fixados em *stab*.

3.9 Medição das Microdurezas

As microdurezas das chapas e dos cavacos foram medidas através do microdurômetro SHIMADZU HMV-G 20ST, disponível no Laboratório de Materiais da UPF. Para as chapas e os cavacos, a carga aplicada foi de 0,1 kgf (\cong 1 N) na escala de dureza Vickers, com três indentações por amostra. Não foi possível usar essa carga na medição da dureza das fases ferrita (Fe- α) e austenita (Fe- γ), pois a deformação imposta pelo penetrador era maior que as microestruturas. Neste caso, a carga aplicada foi de 0,025 kgf (\cong 0,25 N).

OBSERVAÇÃO. Foi inviável investigar a microdureza em diferentes profundidades abaixo da superfície usinada pela quantidade de execuções (60), visto que isso envolveria, corte, embutimento, lixamento, polimento e medições da microdureza. Outra limitação foi a falta de recursos financeiros. Talvez se estivesse previsto na proposta inicial, tal análise poderia ter avançado na caracterização das camadas da subsuperfície após a usinagem. Além disso, devido às dificuldades tecnológicas e laboratoriais em período de pandemia da COVID-19, também não foi possível fazer análise de tensões residuais nos DSS fresados.

3.10 Otimização Multivariada

Para complementar a análise da usinabilidade, realizou-se uma análise estatística e a otimização multivariada para forças e rugosidades com auxílio do *software* Minitab® 2017. A otimização multivariada visa avaliar o efeito dos parâmetros de entrada sobre as variáveis experimentais. Através da função “desejabilidade”, escolhe-se o tipo de resposta pretendido (no caso, menor é melhor). Dessa maneira, o *software* determina os parâmetros para obter as melhores variáveis de resposta de forma simultânea, otimizando o processo. Com exceção do fresamento no SDX 2507, foram realizados três passes para validação dos modelos de estimação com os parâmetros de corte definidos para cada DSS.

3.11 Ensaios de Corrosão

Para ter-se uma aplicabilidade das superfícies de engenharia no desempenho à corrosão, as amostras provenientes da otimização e aquelas que apresentaram maior rugosidade (R_z) nos 15 passes iniciais foram submetidas a ensaios de corrosão acelerada de acordo com a Norma ASTM G48 na temperatura de 50 °C, durante 72 h, em solução de cloreto férrico (FeCl₃) com 6% de concentração. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Química do Instituto de Ciências

Exatas e Geociências da UPF. Para determinar a perda de massa, as amostras foram pesadas em uma balança analítica com resolução de 0,001 g antes e após o ensaio de corrosão.

As amostras (10 x 10 mm) foram extraídas dos corpos de prova na região estável das superfícies usinadas (ver Figura 3.5). Em ensaios preliminares, frestas nas laterais das amostras (*crevice corrosion*) foram geradas. Para evitar a ocorrência destas frestas, as amostras foram embutidas em baquelite, mas as superfícies usinadas foram preservadas. Entre a borda da amostra e a baquelite foi depositada uma resina à base de epóxi (Araldite[®]) apresentada na Figura 3.8a. A Norma G48 menciona um suporte de vidro em forma de lâmina. Como as amostras foram embutidas, confeccionaram-se dois suportes de vidro com furos do mesmo diâmetro da baquelite (cerca de 30 mm). Os suportes com as amostras foram colocados em um béquer de 1,0 litro (Figura 3.8b). No béquer de vidro foi adicionada a solução de 100 g de cloreto de ferro (FeCl_3) dissolvido em 900 ml de água destilada (aproximadamente 6% de FeCl_3 por peso). Para remoção das partículas sólidas, a solução foi filtrada com filtros de papel. No béquer de vidro foi adicionada a solução (Figura 3.8c) com os suportes inclinados ($\sim 45^\circ$) para evitar que produtos da corrosão se depositassem nas amostras. Uma tampa de vidro foi adicionada ao béquer para evitar a evaporação da solução. Um termômetro de mercúrio (Figura 3.8d) foi usado para conferir a temperatura.

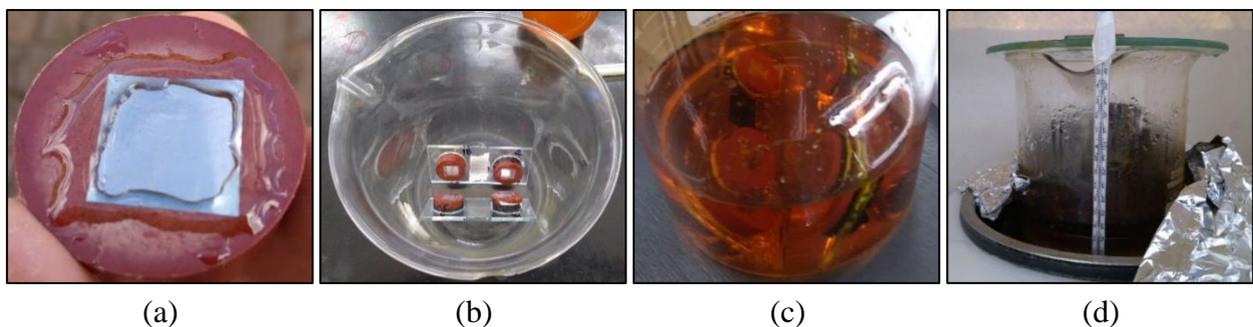


Figura 3.8 – Ensaio de corrosão em FeCl_3 : (a) embutimento das amostras; (b) posicionamento no béquer; (c) adição da solução; (d) verificação da temperatura.

O aquecedor (banho-maria) disponível era composto de uma cuba redonda com termostato do tipo bulbo capilar em aço inoxidável, que realiza o aquecimento da água através de uma resistência tubular blindada. O béquer com as amostras e a solução foi colocado na água aquecida. Para evitar a evaporação da água, colocou-se uma manta térmica na cuba. Aguardou-se 30 min para equalizar as temperaturas da água e da solução. Após esse período, foi iniciado o ensaio de 72 h. O mesmo foi realizado em duas ocasiões com uma amostra de cada DSS por vez. A temperatura média da água variou de $52,5 \pm 2,2^\circ\text{C}$ na primeira situação e $52,4 \pm 3,2^\circ\text{C}$ na

segunda. Após os três dias de imersão na solução, as amostras foram removidas, lavadas com água, mergulhadas em acetona, limpadas por ultrassom e secadas ao ar.

Para garantir que não havia pites antes dos ensaios, as imagens da superfície dos corpos de prova foram coletadas pelo microscópio óptico ZEISS® Scope A1 do Laboratório de Materiais da UPF. As superfícies do centro da amostra de todos os DSS, que foram submetidas à imersão em cloreto férrico, foram analisadas no MEV TESCAN VEGA 3 LMU (Figura 3.7a) do UPF Parque. A técnica utilizada para visualização dos pites compreendeu o retroespalhamento de elétrons (BSE – *Backscattering Electron*). A varredura compreendeu uma região quadrada com 25 mm² de área (Figura 3.9a). A imagem da superfície foi analisada no ImageJ (*software* de domínio público para processamento de imagens em linguagem Java™) que discretiza em preto (pites) e branco. O *software* quantifica o percentual de pites (0,52%) na imagem (Figura 3.9b).

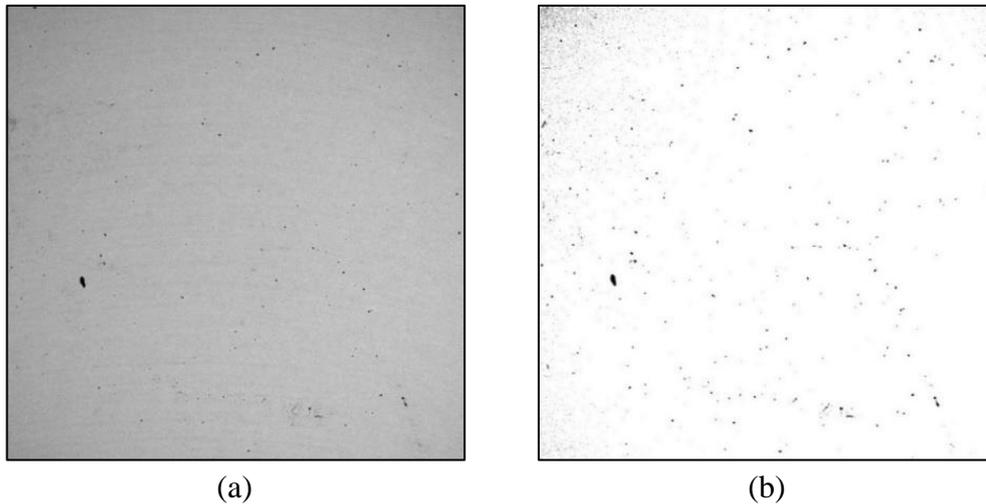


Figura 3.9 – Exemplo de imagens da superfície gerada pelo passe 9 no DX 2304: (a) captada pelo MEV (100x); (b) discretizada pelo ImageJ.

Utilizou-se espectroscopia por energia dispersiva (EDS) nos pites para detectar se o teor de cromo diminui ou se formam carbonetos, pois ambos prejudicam o desempenho da superfície à corrosão. Também se utilizou EDS nas chapas para verificar os elementos químicos nas fases (ferrita e austenita) e calcular o PREN individual das fases.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados obtidos levam em consideração as variáveis de resposta (força, rugosidade, cavacos e resistência à corrosão por pite) obtidas nos experimentos realizados nos quatro DSS: LDX 2101, DX 2205, DX 2304, e SDX 2507. Foram utilizados os mesmos parâmetros de corte, mantendo a sequência aleatorizada pelo BBD nos 15 passes iniciais (Tabela 3.6).

A Seção 4.1 apresenta a análise da microestrutura e da microdureza dos materiais nas fases ferrita (Fe- α) e austenita (Fe- γ). Em seguida (Seção 4.2), as forças de usinagem (parcelas μF_U e ΔF_U), a análise estatística, e as vibrações (baixa e alta frequência por DWT) são determinadas e analisadas em função das componentes ortogonais adquiridas. A Seção 4.3 exibe a medição da rugosidade (parâmetros R_a e R_z) das 60 superfícies usinadas e a análise estatística das variáveis. Em virtude de os níveis dos parâmetros de corte terem sido severos para a ferramenta de corte escolhida no fresamento do SDX 2507, o estado da ferramenta foi avaliado na Seção 4.4. A Seção 4.5 aborda a análise metalográfica de alguns cavacos de cada material através do MEV e a verificação do endurecimento por deformação deles.

Na Seção 4.6 tem-se a otimização dos parâmetros de corte visando a redução simultânea de quatro variáveis de resposta (parcelas μF_U e ΔF_U , rugosidades R_a e R_z). Após a realização dos passes de validação do modelo de otimização multivariada, os resultados são apresentados com a discussão dos valores previstos e obtidos. Compara-se ainda os sinais das forças da otimização com as baixas e altas frequências. As curvas de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes das maiores rugosidades medidas nos 15 passes iniciais e dos passes de validação são geradas e comparadas. Perfis de rugosidade 3D são produzidos através de interferometria e monta-se o mapa assimetria-curtose das superfícies analisadas.

Para complementar o estudo, busca-se dar uma aplicabilidade para as superfícies oriundas do fresamento em ensaios de corrosão acelerada (Seção 4.7). Tais superfícies foram expostas à corrosão seguindo a norma G48 em solução de cloreto férrico a 50 °C por 72 h. Após os ensaios, as superfícies foram limpas e analisadas no MEV. Os pites gerados foram quantificados assim como os dados relativos aos ensaios de corrosão dessas superfícies.

OBSERVAÇÃO. Na maioria dos casos, efetuaram-se três medições para as variáveis em análise. Os valores correspondem à média das medidas com a variação do desvio-padrão. Tal metodologia foi a adotada seguindo a literatura consultada. No caso das medições em imagens metalográficas e de MEV, o *software* de processamento fornece o valor numérico sem a variação. Devido a isso, não foi possível colocar a incerteza dos resultados.

4.1 Microestrutura e Microdureza dos Materiais

A Figura 4.1 mostra as imagens metalográficas da microestrutura do LDX 2101 composta por 52,5% de ferrita ($\text{Fe-}\alpha$) e 47,5% de austenita ($\text{Fe-}\gamma$). As imagens indicam uma prevalência da fase austenita em grãos alongados possivelmente em função do processamento mecânico. Vale salientar que não foi encontrada literatura que reporte o ataque metalográfico do LDX 2101.

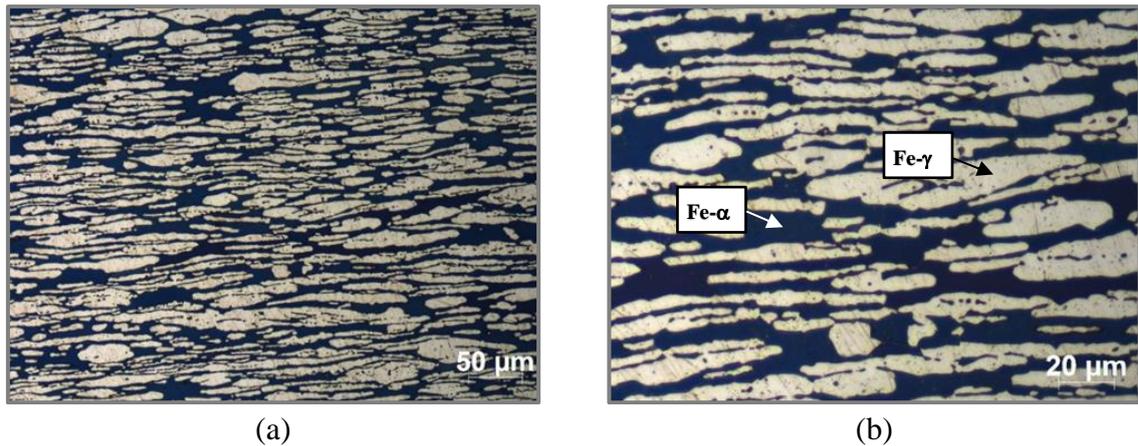


Figura 4.1 – Microestrutura do LDX 2101 contendo $\text{Fe-}\alpha$ (azul escuro) e $\text{Fe-}\gamma$ (cinza claro):
(a) ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.

As metalografias do DX 2304 (Figura 4.2) diferem do LDX 2101. Nessas, a quantidade de ferrita parece menor, com maiores espaços em branco. No entanto, a microestrutura é composta por 51,9% de $\text{Fe-}\alpha$ e 48,1% de $\text{Fe-}\gamma$. Ambas coexistem, mas a segunda em tamanhos maiores.

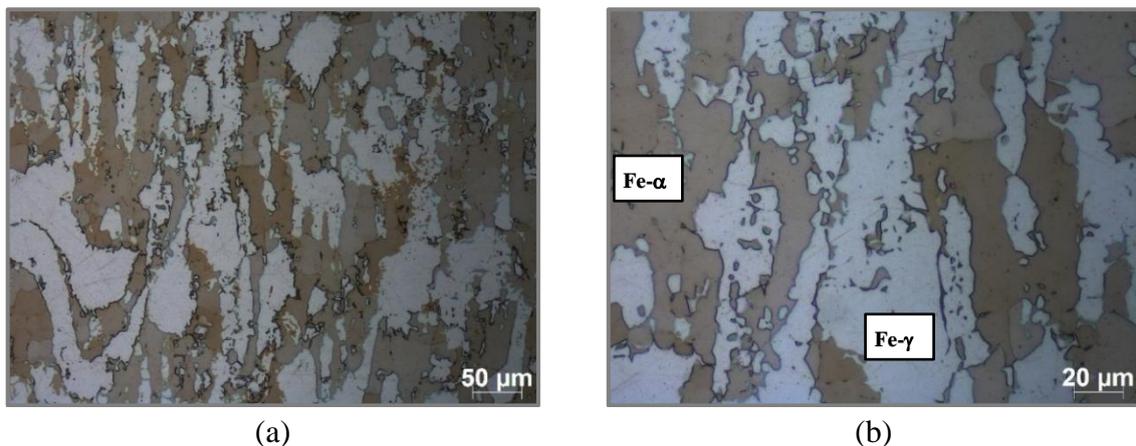


Figura 4.2 – Microestrutura do DX 2304 contendo $\text{Fe-}\alpha$ (marrom) e $\text{Fe-}\gamma$ (azul claro):
(a) ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.

A Figura 4.3 ilustra as imagens da microestrutura composta por 54,7% de ferrita e 45,3% de austenita para o DX 2205. Ao analisar visualmente, tem-se a percepção de uma quantidade menor de Fe- α . No entanto, a imagem ampliada indica um equilíbrio entre as microconstituintes, i.e., Fe- γ disposta em grãos alongados intercalando com a matriz Fe- α (situação análoga a do LDX 2101). Notam-se ainda contornos de grãos (em azul escuro) bem definidos.

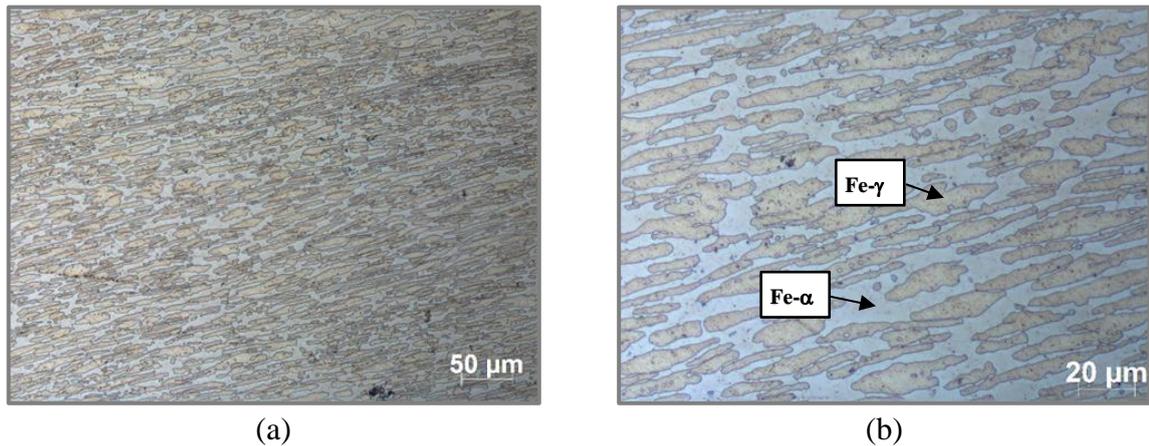


Figura 4.3 – Microestrutura do DX 2205 contendo Fe- α (azul claro) e Fe- γ (bege):

(a) ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.

No SDX 2507, a microestrutura composta por 50,9% de ferrita e 49,1% de austenita é apresentada pela Figura 4.4. Nota-se a Fe- α com formatos irregulares e distribuída aleatoriamente. A austenita em finas lamelas difere da disposição observada nos demais DSS (mais espessa), o que pode ser devido ao aumento dos teores de Cr e Ni (este último é estabilizador da Fe- γ).

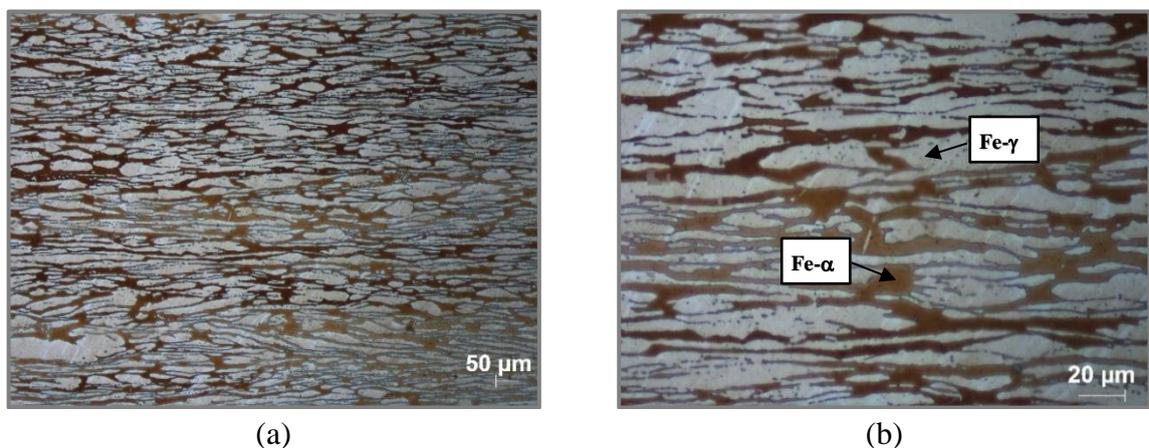


Figura 4.4 – Microestrutura do SDX 2507 contendo Fe- α (marrom) e Fe- γ (azul claro): (a)

ampliação de 200x; (b) ampliação de 500x.

As frações volumétricas das fases foram calculadas de acordo com a metalografia das chapas conforme Selvaraj (2014). A imagem foi importada para o *software* ImageJ que faz a contagem de partículas após transformá-las em uma imagem binária (preto e branco). Assim, o *software* transforma a imagem em tons de cinza, faz uma varredura na superfície e determina a área em branco e preto. Os resultados são apresentados na Figura 4.5.

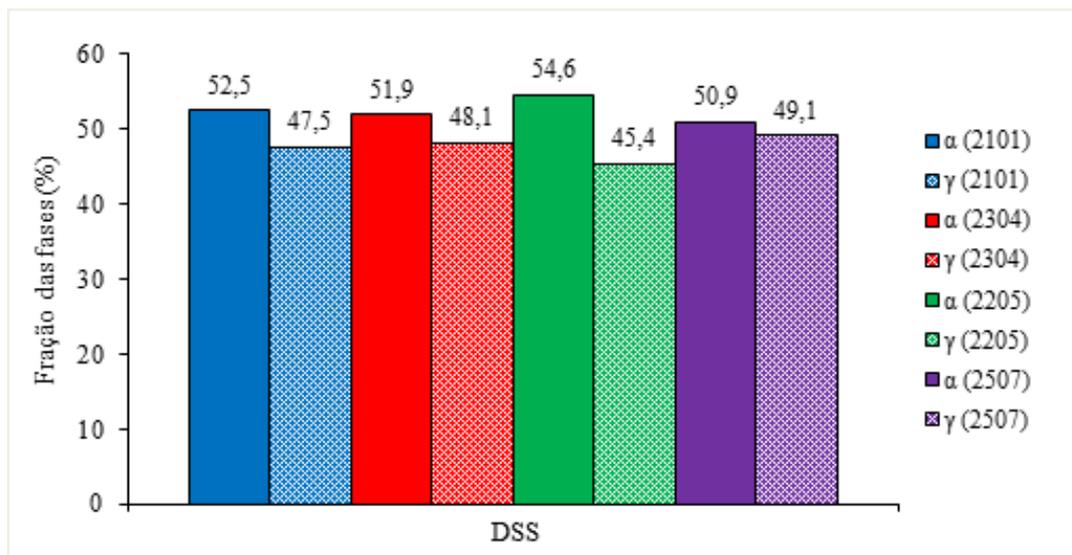


Figura 4.5 – Frações volumétricas das fases nos diferentes DSS.

Para todos os DSS o percentual de ferrita (Fe- α) foi superior ao de austenita (Fe- γ). Os *lean* DSS (LDX 2101 e DX 2304) apresentaram valores similares. O DX 2205 apresentou a maior variação (cerca de 55/45), enquanto o *super* DSS (SDX 2507) possui um equilíbrio das fases.

A usinagem é uma área complexa em que muitos fatores estão envolvidos: aspectos metalúrgicos, variáveis do processo e esforços de corte. Uma abordagem promissora, mas pouco explorada no fresamento de DSS é alternância no corte de grãos de ferrita e austenita. Normalmente, a Fe- γ apresenta maior dureza. Isto está relacionado à maior taxa de encruamento da austenita em comparação com a ferrita [Barbosa e Machado, 2011]. A formação de martensita induzida por deformação na estrutura austenítica é o principal responsável pelo aumento da microdureza superficial da austenita [Tsay *et al.*, 2007]. Dessa forma, as microdurezas foram medidas em três indentações para cada fase, com uma carga de 0,025 kgf. A média dos valores é apresentada na Figura 4.6. A barra de erros corresponde ao desvio-padrão das medidas. Percebe-se que à medida em que aumentam o PREN, devido aos teores dos elementos de ligas, a microdureza das fases é mais equilibrada, com menor diferença entre os valores.

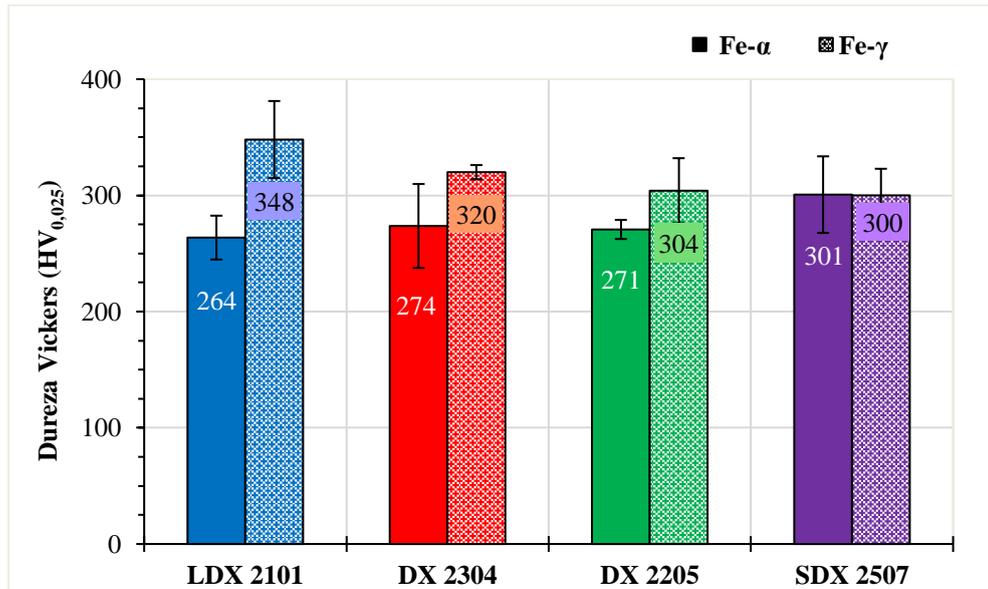


Figura 4.6 – Microdurezas das fases nos diferentes DSS.

A dureza da austenita foi superior à da ferrita nos *lean* DSS. O LDX 2101 apresentou uma grande variação nos valores (264 ± 19 HV_{0,025} para Fe- α e 348 ± 33 HV_{0,025} para Fe- γ), o que ocorreu com Silva *et al.* (2016), que mediram 260 ± 15 HV_{0,025} na ferrita e 302 ± 13 HV_{0,025} na austenita. Os valores do DX 2304 (274 ± 36 HV_{0,025} para Fe- α e 320 ± 6 HV_{0,025} para Fe- γ) foram superiores aos medidos por Vignal *et al.* (2006), que obtiveram 217 ± 14 HV_{0,025} na austenita e valores maiores para a ferrita (241 ± 15 HV_{0,025}). Para o DX 2205, os valores medidos (304 ± 8 HV_{0,025} para Fe- γ e 271 ± 28 HV_{0,025} para Fe- α) são similares aos obtidos por Li *et al.* (2020), que mediram valores inferiores para austenita (297 ± 7 HV_{0,025}) na comparação com a ferrita (278 ± 4 HV_{0,025}). Tal fato também ocorreu com Santos *et al.* (2021), i.e., maior dureza para a austenita (239 ± 11 HV_{0,025}) na comparação com a ferrita (216 ± 4 HV_{0,025}). No SDX 2507 os valores medidos foram praticamente iguais (300 ± 23 HV_{0,025} para Fe- γ e 301 ± 23 HV_{0,025} para Fe- α), corroborando com os obtidos por Kivisäkk (2010), i.e., 292 ± 11 HV_{0,025} na austenita e 297 ± 6 HV_{0,025} na ferrita.

As microdurezas individuais das fases são diferentes das microdurezas das chapas apresentadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Microdureza das chapas.

DSS	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
Microdureza da chapa [HV _{0,1}]	274 ± 1	262 ± 1	282 ± 4	309 ± 4

Uma hipótese é que na medição individual, a composição química, a morfologia microestrutural e a textura cristalográfica influenciam nas propriedades mecânicas localizadas, o que se reflete na variável. Como explorado por Mateo *et al.* (2001) no SDSS 2507, a atividade plástica sob carregamento cíclico inicia na austenita, as propriedades mecânicas locais dependem significativamente de partições de elementos particulares dentro do material que não ficam evidentes na microdureza das chapas. As fases, quando submetidas a uma carga de penetração, apresentam diferentes níveis de microescoamento; isso não ocorre nas chapas e pode ser a principal razão para essa diferença.

A composição química dos principais elementos de liga nas fases ferrita (Fe- α) e austenita (Fe- γ) das chapas são mostradas na Tabela 4.2, juntamente com os valores de PREN calculados com a Equação (2.1). A Figura 4.7 apresenta os pontos onde foram feitas as medições com EDS.

Tabela 4.2 – Composição química medida nos DSS e PREN calculado nas fases.

DSS	Fase	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	W	PREN
LDX	Fe- α	23,3 \pm 0,5	1,4 \pm 0	-	4,9 \pm 0,2	0,9 \pm 0,1	-	23,3 \pm 0,5
2101	Fe- γ	21,8 \pm 1,2	1,8 \pm 0,5	-	5,4 \pm 0,4	0,7 \pm 0,3	-	21,8 \pm 1,2
DX	Fe- α	26,6 \pm 0,7	3,9 \pm 0,2	-	2,1 \pm 1,1	0,5 \pm 0,1	-	26,6 \pm 0,7
2304	Fe- γ	22,3 \pm 0,2	5,9 \pm 0,1	-	1,8 \pm 0,1	0,5 \pm 0,1	-	22,3 \pm 0,2
DX	Fe- α	23,0 \pm 1,5	5,9 \pm 1,6	4,6 \pm 1,3	1,5 \pm 0,2	0,4 \pm 0,1	-	38,2 \pm 5,7
2205	Fe- γ	22,3 \pm 0,9	6,0 \pm 0,9	4,6 \pm 1,0	1,5 \pm 0,1	0,5 \pm 0	-	37,3 \pm 4,3
SDX	Fe- α	27,1 \pm 0,4	5,0 \pm 0,1	5,2 \pm 0,4	1,3 \pm 0,4	0,4 \pm 0	0,4 \pm 0	45,6 \pm 1,6
2507	Fe- γ	25,6 \pm 0,2	8,4 \pm 1,0	4,2 \pm 0,2	-	0,3 \pm 0,1	-	39,3 \pm 0,9

Para todos os DSS o PREN da ferrita (Fe- α) foi superior ao da austenita (Fe- γ). A fase ferrítica contém mais cromo (Cr) e molibdênio (Mo) que a fase austenítica, o que está de acordo com Charles (2009). Os resultados são similares aos obtidos por Zhang *et al.* (2017) em que PREN da fase austenita (34,0) foi menor que o da ferrita (37,8) no DSS 2205; em Ha *et al.* (2019) o PREN da ferrita (20,5) foi inferior ao da austenita (24,5) no LDSS 2101; em Malta *et al.* (2019) o valor ferrita (27,5) foi superior ao da austenita (24,4) para o LDSS 2304.

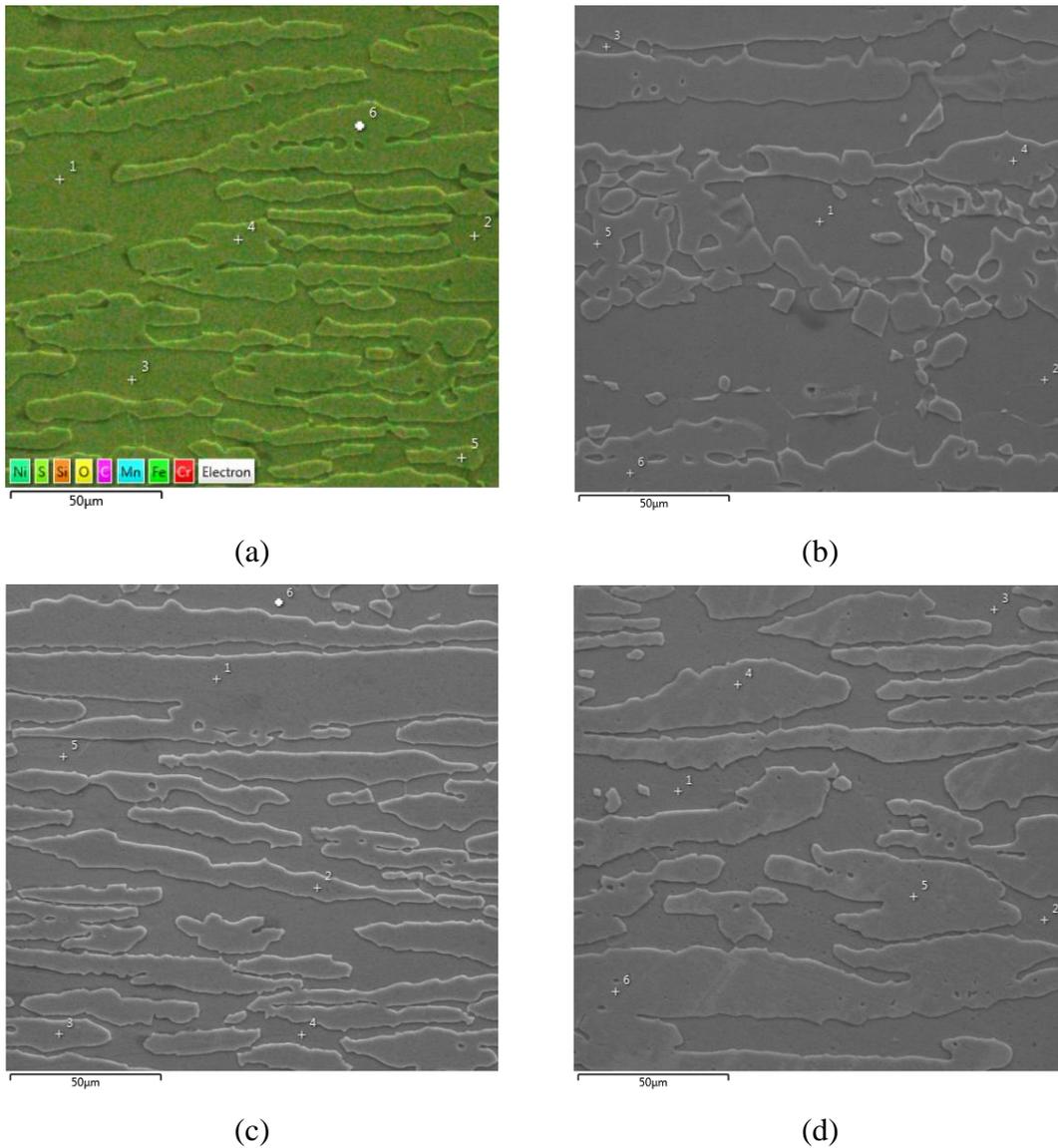


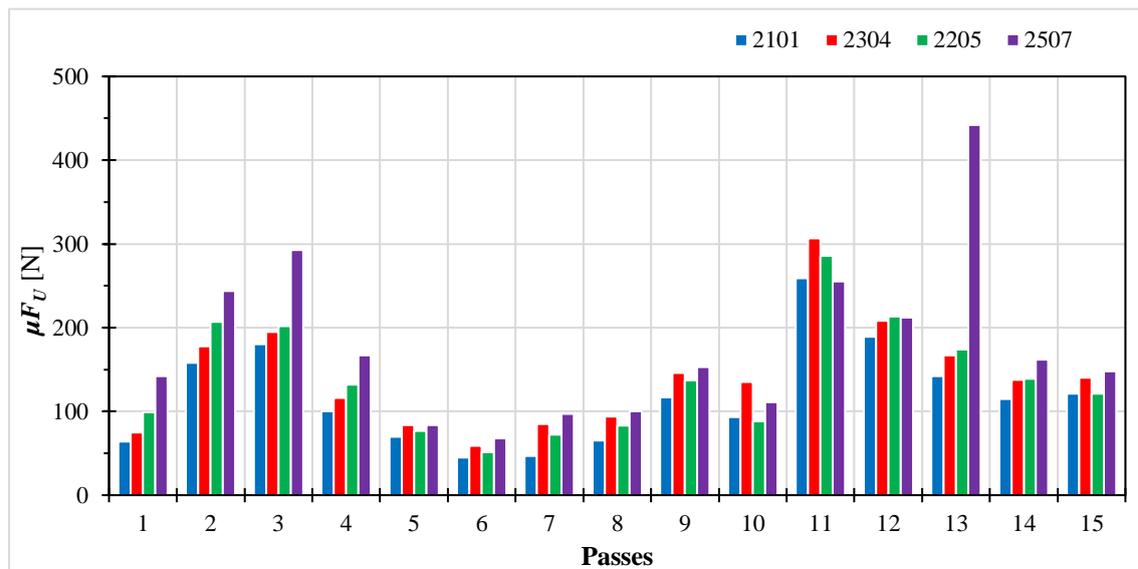
Figura 4.7 – Pontos de análise EDS nas chapas (imagens MEV 6000x): (a) LDX 2101; (b) DX 2304; (c) DX 2205; (d) SDX 2507.

4.2 Forças e Vibrações

As análises das forças e vibrações inerentes ao fresamento constituem uma grande contribuição para garantir a qualidade de uma superfície usinada. O conhecimento dessas variáveis auxilia na escolha dos parâmetros de corte condizentes com a capacidade do processo, o que garante ganhos de produtividade, tolerâncias dimensionais e o adequado uso das ferramentas. Todos os valores de força determinados pelas Equações (3.2) a (3.6) são apresentados nas tabelas do **Apêndice D**.

4.2.1 Força de usinagem

Na análise dos resultados obtidos para a parcela estática da força de usinagem (μF_U) calculados pelas equações (3.2) e (3.5) nos diferentes DSS (Figura 4.8), os maiores valores foram gerados no fresamento do SDX 2507 (179 N) e os menores no LDX 2101 (118 N) conforme esperado, ou seja, variação e incremento dos esforços de acordo com a maior quantidade de elementos de liga, considerando a média dos 15 passes. Para o DX 2304 (142 N) e o DX 2205 (139 N) os valores médios entre os materiais foram similares, mas não acompanharam a tendência da maior quantidade dos elementos de liga. Em oito dos passes no DX 2304, os valores de μF_U foram superiores aos no DX 2205. Apesar de a microdureza da chapa do DX 2205 ser superior à do DX 2304, as diferenças são sutis. Nos dois DSS, a proporção de ferrita é superior à austenita. Além disso, a microdureza da austenita no DX 2304 é cerca de 5% superior à do DX 2205, o que pode ter contribuído para isso.



Passo	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.8 – Parcela estática da força (μF_U) medida nos quatro DSS

Destacam-se como resultados dentre as 60 medições os passes 10 e 11, em que os maiores valores foram na usinagem do DX 2304 (menor limite de escoamento e maior condutividade térmica com a variação da temperatura). Tal fato pode ser devido a fatores não controláveis de

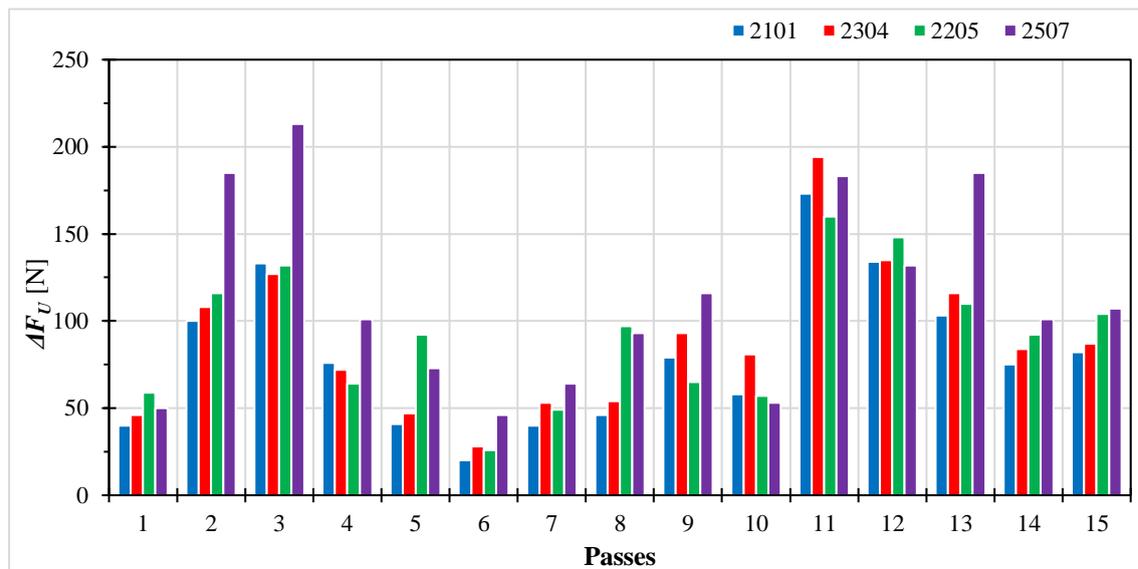
entrada que podem ter afetado a experimentação. Em relação aos parâmetros de corte, o que difere nesses dois passes é a maior profundidade de corte axial do passe 11 ($a_p = 0,6$ mm), o que refletiu no maior valor. É possível que uma maior carga mecânica na ferramenta tenha sido mais influente sobre o efeito de batimento contra o material do corpo de prova [Toh, 2004]. Isso não aconteceu nos passes 3 (devido à alta v_c), 4 (devido ao baixo f_z) e 12 (valores similares ao passe 3, mas com alta v_c). Maiores seções de corte incrementam o comprimento da superfície de contato entre ferramenta-peça [Machado *et al.*, 2015; Trent e Wright, 2000], assim como maiores v_c favorecem o efeito de amolecimento térmico reduzindo os valores de μF_U [Alabdullah *et al.*, 2019].

A combinação de alta velocidade de corte ($v_c = 110$ m/min) com alto avanço por dente ($f_z = 0,2$ mm/dente) durante o passe 13 no fresamento do SDX 2507 resultou no aumento significativo da μF_U (442 N). Na **Seção 4.4** apresenta-se o desgaste na ferramenta resultante do corte no SDX 2507. Os níveis do passe 12 não geraram desgaste suficiente para substituir o inserto; porém, pode ter iniciado trinca, entalhe ou adesão de material, que pode ter contribuído nos valores da força tão superiores aos demais no passe 13. Após, registrou-se um desgaste relativamente alto ($VB = 0,275$ mm). Em contrapartida, no passe 7, com redução de 37,5% de f_z (0,125 mm/dente), obteve-se um valor 78% menor (97 N) na comparação com o passe 13.

Em trabalhos correlatos, Selvaraj *et al.* (2013) obtiveram o menor valor da força de usinagem ($F_U = 160$ N) no fresamento do SDSS 2507 com $v_c = 62,8$ m/min, $f_z = 0,06$ mm/dente e $a_p = 0,5$ mm e o maior (252 N) com $v_c = 31,4$ m/min, $f_z = 0,08$ mm/dente e $a_p = 0,5$ mm. O resultado do maior é similar aos dos passes 2 e 12 no SDX 2507 que usaram níveis superiores dos parâmetros de corte. Selvaraj (2017), para o mesmo SDSS, obteve o menor valor de F_U (180 N) com $v_c = 62,8$ m/min, $f_z = 0,07$ mm/dente e $a_p = 0,4$ mm e o maior (272 N) com $v_c = 31,4$ m/min, $f_z = 0,08$ mm/dente e $a_p = 1,2$ mm. Selvaraj *et al.* (2018) usinaram o DSS 2205 com os mesmos parâmetros do SDSS 2507 do trabalho de 2013 e encontraram um valor menor de F_U (115 N); em contrapartida, o maior valor (248 N) foi gerado com $v_c = 22,3$ m/min, $f_z = 0,08$ mm/dente e $a_p = 0,5$ mm. No presente estudo com o DX 2205, um valor pouco superior foi medido no passe 11 (média v_c e altos f_z e a_p). George *et al.* (2021) usinaram o DSS 2205 e o SDSS 2507 com a_p constante (0,7 mm). Os menores valores (275 N e 458 N, respectivamente) foram obtidos com $v_c = 211,1$ m/min ($n = 4200$ rpm) e $f_z = 0,006$ mm/dente ($v_f = 50$ mm/min), enquanto os maiores (492 N e 621 N) com $v_c = 281,5$ m/min ($n = 5600$ rpm) e $f_z = 0,013$ mm/dente ($v_f = 150$ mm/min). Evidencia-se a forte influência da velocidade de corte nos resultados em comparação ao maior v_c empregado na presente pesquisa (110 m/min). Além disso, identifica-se nos trabalhos citados que a combinação dos parâmetros de corte com as propriedades do DSS apresenta variação nos

resultados obtidos. Vale salientar que trabalhos sobre fresamento em *lean* DSS são escassos, inexistentes ou não foram encontrados.

A parcela dinâmica da força (ΔF_U) representa a flutuação dela no intervalo analisado. Os valores calculados pelas equações (3.2) e (3.6) estão representados no gráfico da Figura 4.9. Muitos fatores influenciam na flutuação da força; possivelmente a combinação dos parâmetros de corte entre si aliados aos elementos de liga presentes em diferentes teores nos DSS, têm efeitos distintos sobre ΔF_U . A força média calculada nos 15 passes corrobora a proposição da maior quantidade dos elementos de liga. Assim, o SDX 2507 (± 113 N) apresentou a maior flutuação da força, seguido do DX 2205 (± 91 N), DX 2304 (± 88 N) e LDX 2101 (± 80 N). A alternância no corte de duas fases com diferentes propriedades, percentuais e microdurezas pode ter influenciado nas flutuações cíclicas da força, o que leva à alteração periódica da espessura de corte e pode ter efeito sobre a textura da superfície e sobre a formação do cavaco [Cui *et al.*, 2016].



Passo	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.9 – Parcela dinâmica da força (ΔF_U) medida nos quatro DSS.

Nos passes 2 e 3 do fresamento do SDX 2507 ocorreu uma discrepância da ΔF_U em relação aos outros DSS. Nesses passes, tem-se baixa v_c com uma seção de corte similar (alto f_z e médio a_p no passe 2; médio f_z e alto a_p no passe 3). Para essa combinação, acredita-se que a diferença nos valores seja proveniente da progressão do desgaste no inserto que não atingiu o limite no passe 2,

mas que aumentou muito no passe 3, corroborado pelo incremento na ΔF_U . O mesmo deve ter ocorrido no passe 13.

Com o objetivo de avaliar os efeitos dos fatores principais e das suas interações, a análise de variância (ANOVA) foi realizada para comparar a dispersão presente no conjunto de dados utilizando o *software* Minitab® 2017 (vide **Apêndice G**). A Tabela 4.3 apresenta os resultados da análise de ANOVA sobre as variáveis resposta (μF_U e ΔF_U) após o fresamento dos corpos de prova do LDX 2101, DX 2304, DX 2205 e SDX 2507. A coluna denominada “Cont. [%]” mede o percentual de contribuição de cada termo em relação à soma total de quadrados. A contribuição, muitas vezes aproximada, é um guia eficaz sobre a importância relativa de cada termo no modelo.

Tabela 4.3 – ANOVA reduzida para as parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem no fresamento dos 4 DSS.

Fator	2101 [Garcia, 2019]				2304			
	μF_U		ΔF_U		μF_U		ΔF_U	
	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]
f_z	< 0,001	33,30	< 0,001	31,0	< 0,001	41,0	< 0,001	43,0
a_p	< 0,001	58,00	< 0,001	63,3	< 0,001	48,5	< 0,001	49,2
$f_z \times f_z$	-	-	0,010	0,52	-	-	-	-
$a_p \times a_p$	-	-	< 0,001	1,13	-	-	-	-
$f_z \times a_p$	< 0,001	6,57	< 0,001	3,34	0,022	5,76	0,012	4,61
Erro	2,14		0,54		2,7		1,6	
R^2	97,9%		99,5%		97,3%		98,4%	

Fator	2205 [Garcia, 2019]				2507			
	μF_U		ΔF_U		μF_U		ΔF_U	
	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]
f_z	< 0,001	31,32	< 0,001	17,15	0,041	14,96	0,01	16,97
a_p	< 0,001	60,11	< 0,001	61,07	0,004	50,34	0,001	64,82
$v_c \times v_c$	-	-	-	-	0,127	6,65	0,097	4,40
$v_c \times a_p$	-	-	-	-	0,121	6,93	-	-
$f_z \times a_p$	< 0,001	5,89	< 0,001	3,34	-	-	0,138	3,31
Erro	2,9		21,8		9,9		5,3	
R^2	97,1%		78,2%		90,1%		94,7%	

Esta análise possibilitou uma avaliação mais detalhada dos efeitos (linear e quadrático) e interações dos fatores principais empregados sobre as parcelas da força de usinagem (μF_U e ΔF_U).

Para essa análise, um intervalo de confiança de 95% foi utilizado, ou seja, para um valor-p $\leq 0,05$, admite-se que o efeito do fator em questão é significativo na variável de resposta. Vale ressaltar que, quanto menor for o valor-p, maior será a influência do parâmetro na resposta analisada. Na tabela constam apenas os valores significativos (ANOVA reduzida) sobre as variáveis de resposta.

Verifica-se que o efeito linear do avanço por dente (f_z) e da profundidade de corte axial (a_p), e a interação entre eles ($f_z \times a_p$) mostraram-se significativos sobre as parcelas estáticas (μF_U) e dinâmicas (ΔF_U) da força de usinagem no intervalo de confiança de 95%. O maior percentual de contribuição foi de a_p , seguida por f_z e $f_z \times a_p$. Ainda em relação à ΔF_U , tem-se também o efeito quadrático de f_z e a_p . Na variação da velocidade de corte de 80 a 110 m/min, o referido parâmetro não se mostrou significativo no fresamento do LDX 2101 para as forças de usinagem. O coeficiente de determinação (R^2) representa a porcentagem de variação das respostas que são explicadas pela equação de regressão. Em outras palavras, R^2 determina se o modelo matemático ajusta bem os dados do experimento: quanto mais o valor de R^2 se aproxima de 1, melhor o ajuste [Montgomery, 2004]. Para efeito de análise estatística, $R^2 > 70\%$ representa que o modelo é adequado [Moore *et al.*, 2013]. No LDX 2101, o coeficiente indica que os resultados preditos pelos modelos de regressão ajustam-se muito bem aos resultados experimentais, visto que explicam mais de 97% dos dados para a força.

Na usinagem do DX 2304, nota-se que o comportamento da ANOVA foi similar ao do LDX 2101. Em relação a μF_U e ΔF_U , mantiveram-se significativos no intervalo de confiança de 95% os efeitos lineares dos fatores principais f_z e a_p , e a interação dos mesmos ($f_z \times a_p$). Contudo, nota-se uma diferença na contribuição de cada fator, isto é, maior influência do avanço por volta e menor efeito da profundidade de corte axial na força de usinagem produzida no fresamento do DX 2304 em comparação ao do LDX 2101. Isso provavelmente se deve à dureza das fases. A da austenita é cerca de 8% menor no DX 2304, o que pode ter diminuído o efeito de batimento na peça provocado pelo a_p . Os valores de R^2 para as parcelas da força de usinagem indicam um excelente ajuste do modelo.

Para o DX 2205 a ANOVA indicou o mesmo comportamento do LDX 2101, isto é, com efeitos lineares significativos dos fatores f_z , a_p e da interação $f_z \times a_p$ sobre as parcelas estática e dinâmica da força de usinagem, com contribuição de a_p superior a 60%. Os coeficientes de determinação ficaram acima de 78%, comprovando que os dados estimados pelo modelo se ajustam bem aos resultados experimentais. Porém, o R^2 do ΔF_U ficou abaixo do obtido nos DSS anteriormente analisados, indicando uma perturbação que pode estar atrelada à maior flutuação da força no fresamento do DX 2205, combinado com a composição química desta liga. A diferença

de dureza nas fases diminuiu à medida que aumentou o PREN do DSS; é possível que isso se deu devido aos teores dos elementos de ligas, o que pode ter um efeito combinado com os diferentes percentuais das fases e refletir nos esforços dinâmicos. No trabalho de Selvaraj *et al.* (2019), os resultados da ANOVA indicaram que v_c e f_z influenciaram a força de corte em cerca de 23% e 74%, respectivamente. Selvaraj *et al.* (2013) concluíram que as contribuições de f_z e v_c foram cerca de 61% (f_z) e 38% (v_c). Em Selvaraj (2017), as contribuições de f_z , v_c e a_p sobre a força foram de 46%, 27% e 21%, respectivamente.

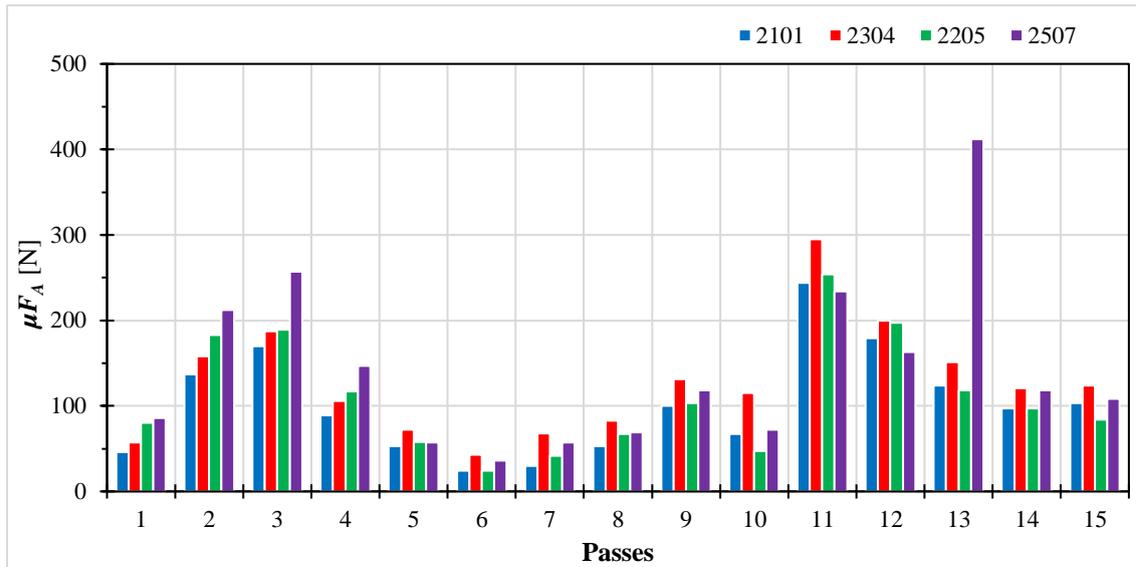
No fresamento do SDX 2507 tem-se os efeitos lineares f_z e a_p significativos sobre μF_U e ΔF_U para um intervalo de confiança 95%. Nota-se ainda o efeito quadrático de v_c sobre μF_U (confiança de 87,3%) e ΔF_U (confiança de 90,3%), o efeito combinado $v_c \times a_p$ sobre μF_U (confiança de 87,9%) e o efeito combinado $f_z \times a_p$ sobre ΔF_U (confiança de 86,2%). Isso resultou em um $R^2 > 90\%$. Nota-se uma menor influência de f_z sobre as parcelas de F_U em virtude de uma maior interferência de v_c .

Ao analisar estatisticamente de forma mais ampla o fresamento dos quatro DSS, observa-se que os parâmetros atrelados à seção de corte (f_z e a_p) foram significativos para as forças de usinagem (μF_U e ΔF_U) com $R^2 > 90\%$. As variáveis de resposta se comportaram de forma mais homogênea. Vale destacar que não foram encontrados trabalhos que explorassem a variação dinâmica da força de usinagem no fresamento de DSS ou com os dados disponíveis para cálculo.

4.2.2 Forças ativas e passivas

Na maioria dos passes, as parcelas ativas e passivas das forças de usinagem geradas no fresamento dos quatro DSS foram superiores naquelas ligas com maiores PREN, ou seja, aquelas com mais elementos de liga (DX 2205 e SDX 2507). Nos casos que destoaram teve-se a influência dos parâmetros de corte que elevaram a seção de corte.

A parcela estática da força ativa (μF_A) foi calculada pelas equações (3.3) e (3.5) para os 15 passes dos quatro DSS (Figura 4.10). Observa-se um comportamento similar ao apresentado para as forças de usinagem. No geral, uma menor seção de corte reduziu μF_A . Em aproximadamente metade dos passes o SDX 2507 apresentou os maiores valores. O valor de μF_A durante o passe 13 ($v_c = 110$ m/min, $f_z = 0,2$ mm/dente e $a_p = 0,4$ mm) no SDX 2507 foi superior a duas vezes o μF_A dos demais DSS. Em contrapartida, para o passe 7 nesse SDSS, considerando a mesma v_c , e seção de corte 6,2% inferior ($f_z = 0,125$ mm/dente e $a_p = 0,2$ mm), o valor foi cerca de 85% menor que o passe 13. Conforme mencionado na **Subseção 4.2.1**, a falha precoce do inserto é a possível causa para tal discrepância.



Passes	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

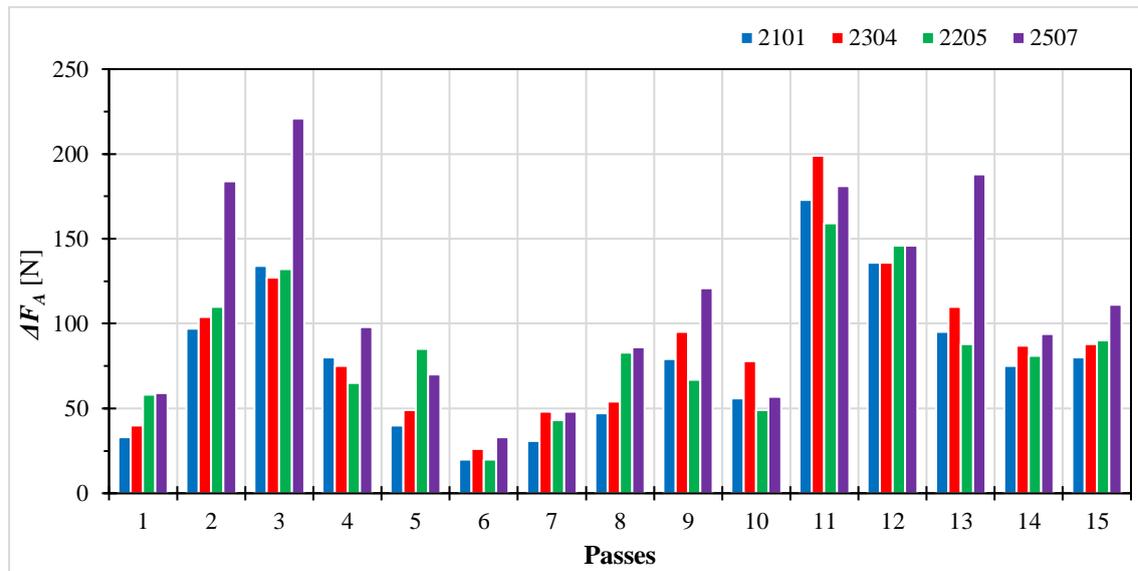
Figura 4.10 – Parcela estática da força ativa (μF_A).

Calculando a μF_A média dos 15 passes em cada material, os valores encontrados assemelham-se com o comportamento de μF_U (143 N para o SDX 2507, 122 N para o DX 2304, 111 N para o DX 2205, e 101 N para o LDX 2101). A pequena diferença (na média) entre valores de DX 2304 e DX 2205, é que a partir do passe 5 os valores medidos foram superiores para o primeiro e podem estar atrelados à microdureza da austenita (OBS. A diferença entre os valores médios de μF_U no DX 2205 e no LDX 2101 é ainda menor, com exceções dos passes 10, 13 e 15. O motivo pode ser o mesmo, porém no fresamento do DX 2205 ocorreu um lascamento da aresta no passe 12, que foi substituída. No LDX 2101, isso não ocorreu; é possível que tenha ocorrido desgaste ou adesão de material, mas as imagens da ferramenta não foram registradas). No caso, as partículas de austenita na matriz de ferrita restringem o movimento dos contornos de grão de ferrita e, portanto, são necessárias forças de usinagem mais altas [Selvaraj, 2014]. Mas, existe uma relação complexa entre propriedades mecânicas, propriedades físicas, microestrutura, inclusões e usinabilidade do material [Stáhl, 2012].

Suresh *et al.* (2019) verificaram no fresamento do DSS 2205 que o maior valor da força ativa (771 N) foi registrado na condição com $n = 1500$ rpm, $f = 0,25$ mm/volta e $a_p = 0,75$ mm, porém não forneceram informações sobre a geometria do inserto de metal-duro revestido com TiN. O menor valor (71 N) foi obtido com $n = 2000$ rpm, $f = 0,15$ mm/volta, $a_p = 0,25$ mm. Sambedana

e Jagadeesha (2019) utilizaram velocidade de corte e profundidade de corte axial constantes ($v_c = 40$ m/min e $a_p = 0,8$ mm) no fresamento do SDSS 2507 e mediram o menor valor da força ativa (172 N) para $f_z = 0,01$ mm/dente. O maior valor (332 N) foi gerado com $f_z = 0,09$ mm/dente.

Os valores da parcela dinâmica da força ativa (ΔF_A) obtidos pelas equações (3.3) e (3.6) são representados na Figura 4.11. No geral, novamente o SDX 2507 apresentou os maiores valores, com algumas exceções (passes 5 e 11). Destaca-se a maior flutuação da força que ocorreu no passe 3 (220 N), em que a_p foi alta (0,6 mm).



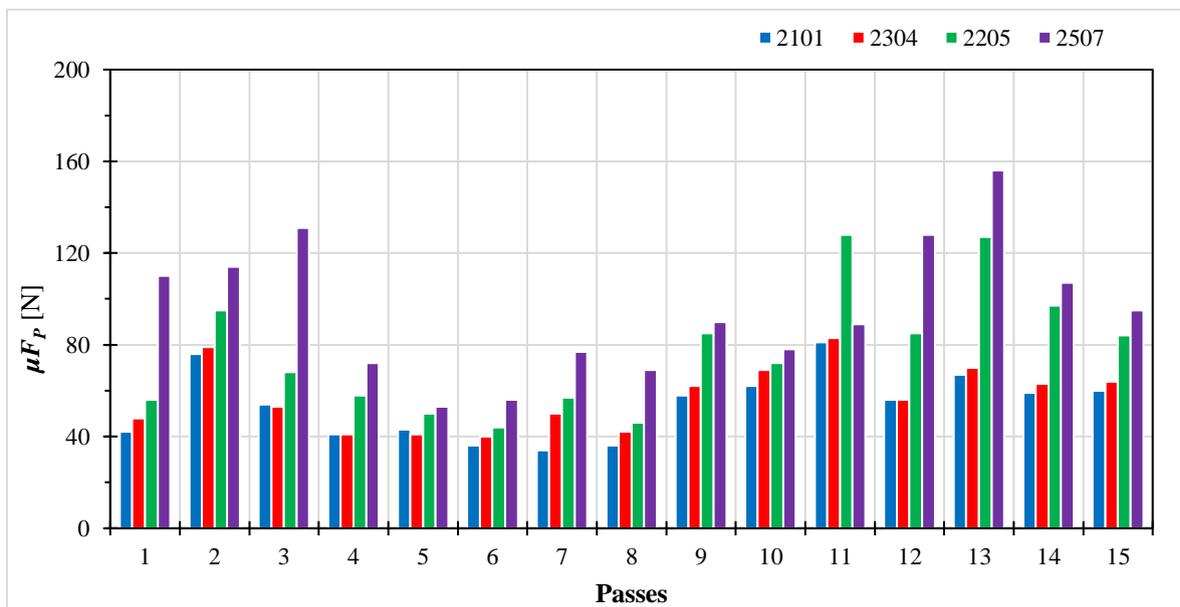
Passe	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.11 – Parcela dinâmica da força ativa (ΔF_A).

No passe 5, a parcela dinâmica foi superior à parcela estática no DX 2205 e SDX 2507, podendo indicar uma relação com a velocidade de corte (v_c) ou com a rotação do eixo-árvore (n). Soria (2016) explica que a parcela dinâmica da força está associada com a vibração forçada causada pela frequência de passagem dos dentes da fresa. Quando cada dente entra na peça, ao início do corte, gera uma variação das forças. Essa vibração é dependente do número de dentes da fresa (z) e da rotação (n). Acredita-se que a discrepância da ΔF_A nos passes 2 e 13 do fresamento do SDX 2507 tenha ocorrido em função das falhas na ferramenta como anteriormente mencionado. O valor médio de ΔF_A para os 15 passes em cada material seguiu o comportamento de μF_A (flutuação de ± 113 N no fresamento do SDX 2507, de ± 88 N na usinagem do DX 2304, ± 85 N no

corte do DX 2205, e ± 78 N no LDX 2101). É possível que as razões entre os percentuais (teores) ou entre as microdurezas das duas fases (γ/α) tenham influência sobre ΔF_A .

Para parcela estática da força passiva (μF_P) determinada pelas equações (3.4) e (3.5), o SDX 2507 apresentou os maiores valores, seguido pelo DX 2205, com exceção do passe 11, o que remete a uma relação mais direta com a composição química. A Figura 4.12 ilustra os resultados. O valor médio de μF_P dos 15 passes para cada material resultou em: SDX 2507 (95 N), DX 2205 (77 N), DX 2304 (57 N) e LDX 2101 (54 N). As microdurezas das chapas podem ter influenciado μF_P . Porém, a combinação dos parâmetros de corte auxilia nas diferenças encontradas. Em dois passes, o LDX 2101 apresentou valores levemente superiores aos do DX 2304 (passes 3 e 5). Apesar do passe 3 ter baixa v_c , a seção de corte era superior ao passe 5 que tinha alta v_c .



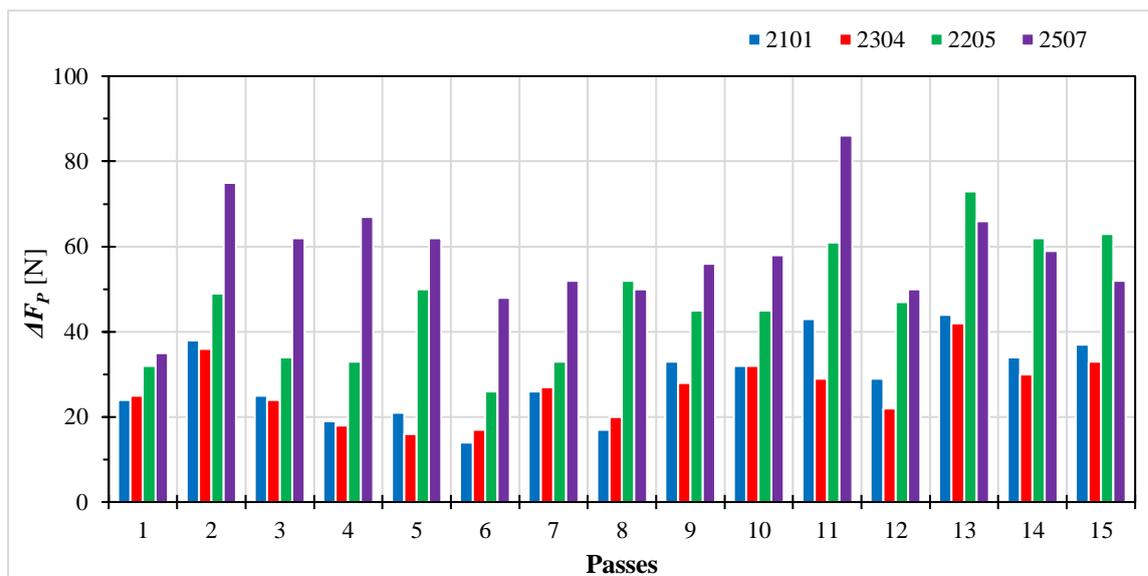
Passo	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.12 – Parcela estática da força passiva (μF_P).

Suresh *et al.* (2019) obtiveram o menor e o maior valor da força passiva (85 N e 584 N) com os mesmos parâmetros de corte da força ativa no DSS 2205. Menores valores obtidos com maior v_c e menor seção de corte, o que está coerente com o experimentado no DX 2205 (passe 5). Sambadana e Jagadeesha (2019) variaram apenas o avanço por dente e, como esperado, menor f_z resultou em menor força (70 N) e maior f_z incrementou a força (175 N) no fresamento do

SDSS 2507. Isso também ocorreu no fresamento do SDX 2507, porém com a v_c máxima e não constante como o trabalho citado, o que comprova a influência da seção de corte sobre a variável. Šajgalík *et al.* (2020) explica que a componente passiva da força empurra a ferramenta para fora do curso com a peça de trabalho, resultando em vibração durante o processo de usinagem. A vibração é altamente indesejável, principalmente porque afeta negativamente a precisão das dimensões da peça e a qualidade da superfície usinada.

Em relação à parcela dinâmica (ΔF_P) obtida pelas equações (3.4) e (3.6), Figura 4.13, os valores foram inferiores a μF_P . Segue a prevalência dos maiores valores no SDX 2507 e no DX 2205. Destaca-se o passe 11 do SDX 2507, em que a parcela ΔF_P apresentou praticamente o mesmo valor de μF_P , 88 N e 86 N, respectivamente. Calculando a ΔF_P média dos 15 passes para cada material obteve-se os seguintes valores: SDX 2507 (± 59 N), DX 2205 (± 47 N), LDX 2101 (± 29 N) e DX 2304 (± 27 N). Conforme mencionado para a força ativa, as relações entre os teores ou entre as microdurezas podem ter influenciado ΔF_P .



Passo	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.13 – Parcela dinâmica da força passiva (ΔF_P).

Para os ensaios, a força passiva mostrou-se pequena em relação às demais. As diferentes microdurezas nas fases e os percentuais das mesmas refletem nas forças, em especial nas parcelas

estática e dinâmica da componente passiva (μF_P e ΔF_P). Assim, os parâmetros ideais devem ser específicos para cada DSS. O LDX 2101 e DX 2304 assemelham-se na maioria dos casos, assim como DX 2205 e SDX 2507. A ligeira diferença ocorre, por exemplo, na combinação dos parâmetros de corte. Enquanto o maior a_p resultou no incremento da flutuação da força para o SDX 2507, para o DX 2304 gerou os menores valores na comparação entre DSS (passes 11 e 12).

4.2.3 Avaliação das vibrações por DWT

Após a realização da análise das parcelas estática e dinâmica da força de usinagem, foi aplicada a DWT utilizando a família *Daubechies db6* com quatro níveis, considerando os passes em cada DSS com maiores e menores valores de F_U . A Figura 4.14 mostra os resultados para o LDX 2101, a Figura 4.15 para o DX 2304, a Figura 4.16 o DX 2205 e a Figura 4.17 o SDX 2507.

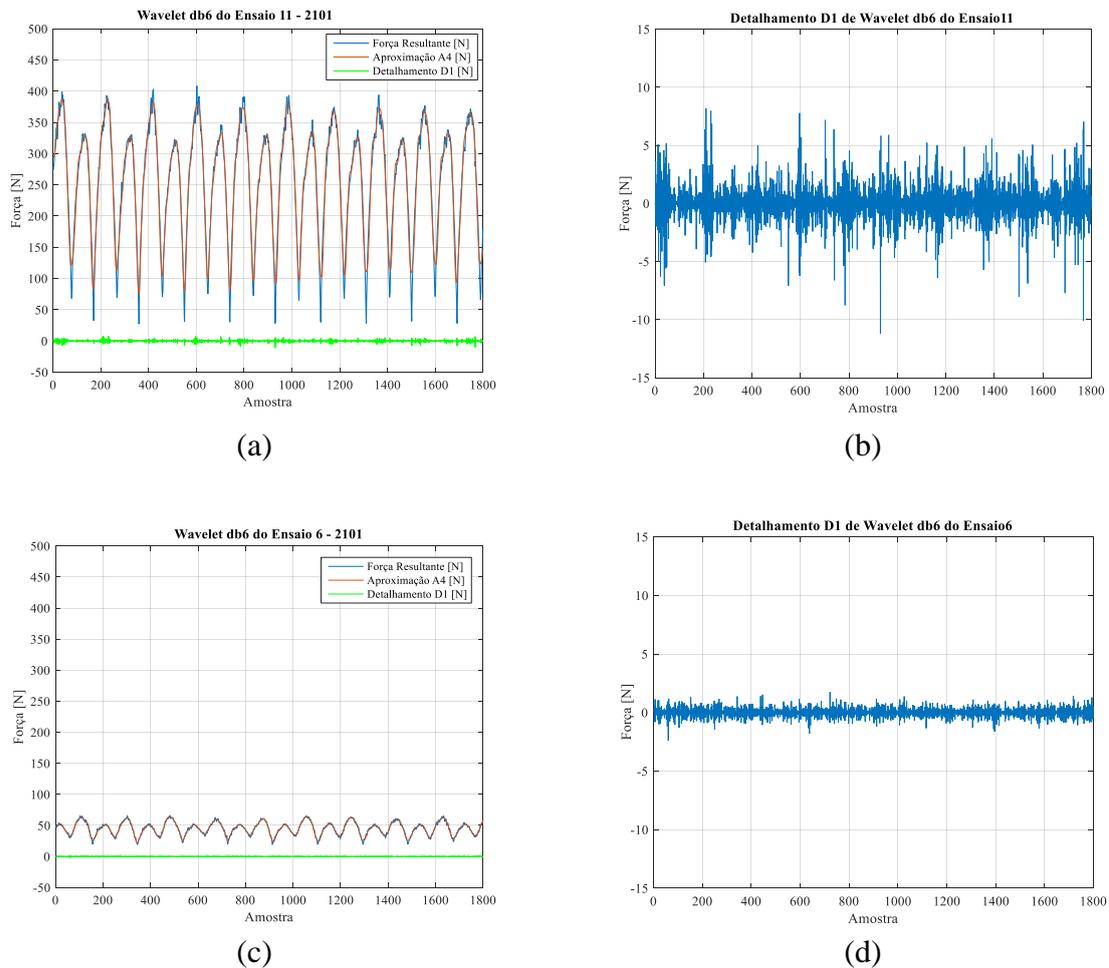


Figura 4.14 – LDX 2101: passe 11 (a) F_U e A_4 , (b) D_1 ; passe 6 (c) F_U e A_4 , (d) D_1 .

Para o LDX 2101, o passe 11 (Figura 4.14a) apresentou os maiores valores de F_U e A_4 dentre todos os passes, variando de 20 a 400 N (amplitude de 380 N). Os níveis dos parâmetros que elevam a seção transversal de corte são altos (f_z e a_p) aliados a uma velocidade de corte (v_c) em nível médio. O detalhamento D_I (Figura 4.14b) ilustra isso, com valores variando de -11 N a $+9$ N (amplitude de 20 N), porém, dentro do regime estável (sem vibração regenerativa). Os menores valores de F_U e A_4 foram medidos no passe 6 (Figura 4.14c). A magnitude dos valores variou de $+20$ N a $+70$ N (amplitude de 50 N). O detalhamento D_I (Figura 4.14d) confirma essa tendência (maior estabilidade com f_z e a_p baixos e v_c alta) com valores variando entre $\pm 2,5$ N.

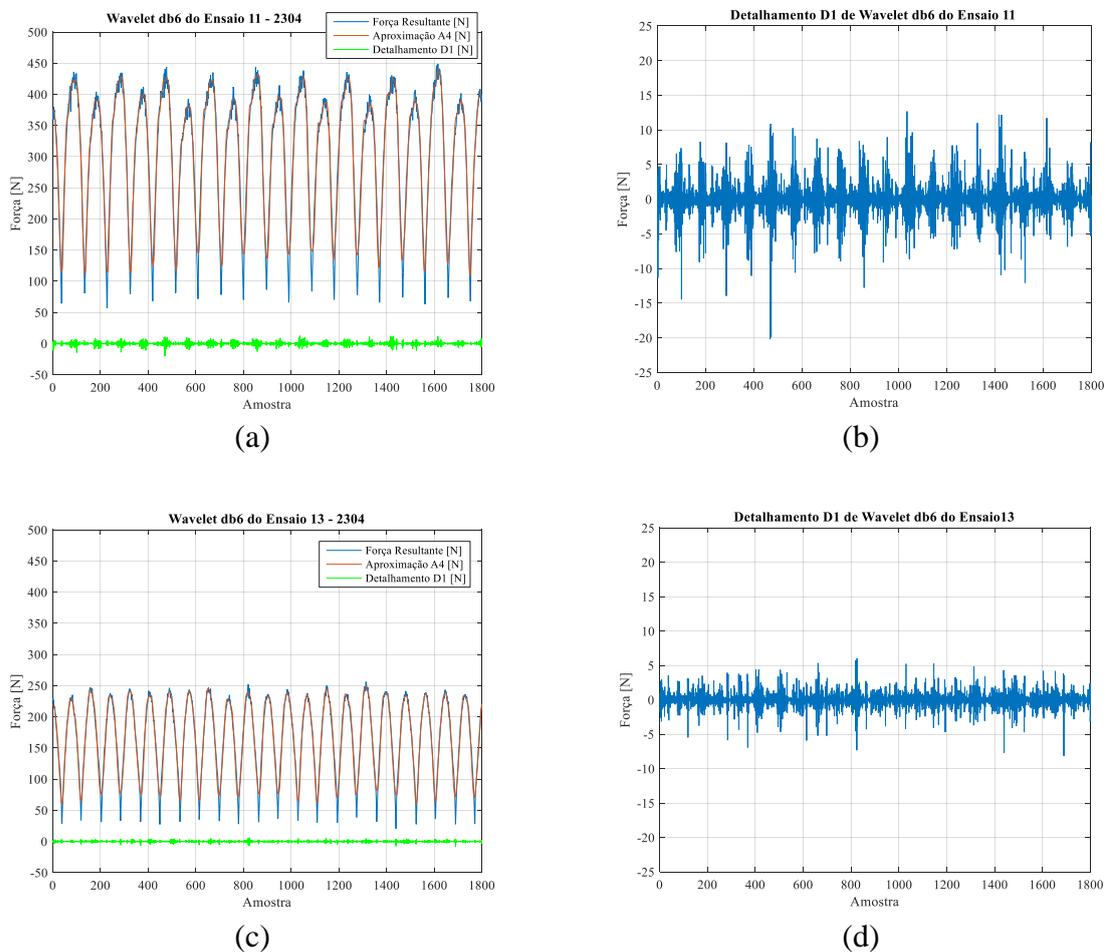


Figura 4.15 – DX 2304: passe 11 (a) F_U e A_4 ; (b) D_I ; passe 13 (c) F_U e A_4 ; (d) D_I .

No DX 2304, o passe 11 (Figura 4.15a) apresenta os maiores valores de F_U e A_4 entre todos os passes, variando entre 50 e 450 N (amplitude de 400 N). Os níveis altos de a_p e f_z contribuíram para o maior esforço de corte e que pode ter induzido instabilidades na usinagem. O detalhamento D_I (Figura 4.15b) confirma essa tendência, com valores variando de -20 N a $+13$ N (amplitude de 33 N), em regime estável. O passe 13 apresentou a menor relação entre as parcelas estática e

dinâmica da força de usinagem ($\mu F_U/\Delta F_U = 1,44$) indicando uma maior flutuação relativa da força. Os valores de F_U e A_4 (Figura 4.15c) variam de +20 N a +250 N (amplitude de 230 N). Possui dois parâmetros de corte em níveis altos (v_c e f_z) com a_p médio, indicando que a combinação deles foi benéfica em relação aos esforços de corte. Os detalhamentos D_I (Figura 4.15d) confirmam tal análise, apresentaram valores de -9 N a +6 N (amplitude de 15 N), indicando um regime estável e possivelmente mais vantajoso devido à alta velocidade de corte empregada.

No DX 2205 os passes 6 e 11 foram os que geraram, respectivamente, o menor e o maior valor médio da força de usinagem. O passe 11 (Figura 4.16a) apresenta os maiores valores de F_U e A_4 dentre todos os passes pelos mesmos motivos supracitados, variando entre +50 N e +430 N (amplitude de 380 N). O detalhamento D_I (Figura 4.16b) mostra isso, com valores variando de -10 N a +12 N (amplitude de 22 N), sem vibração regenerativa.

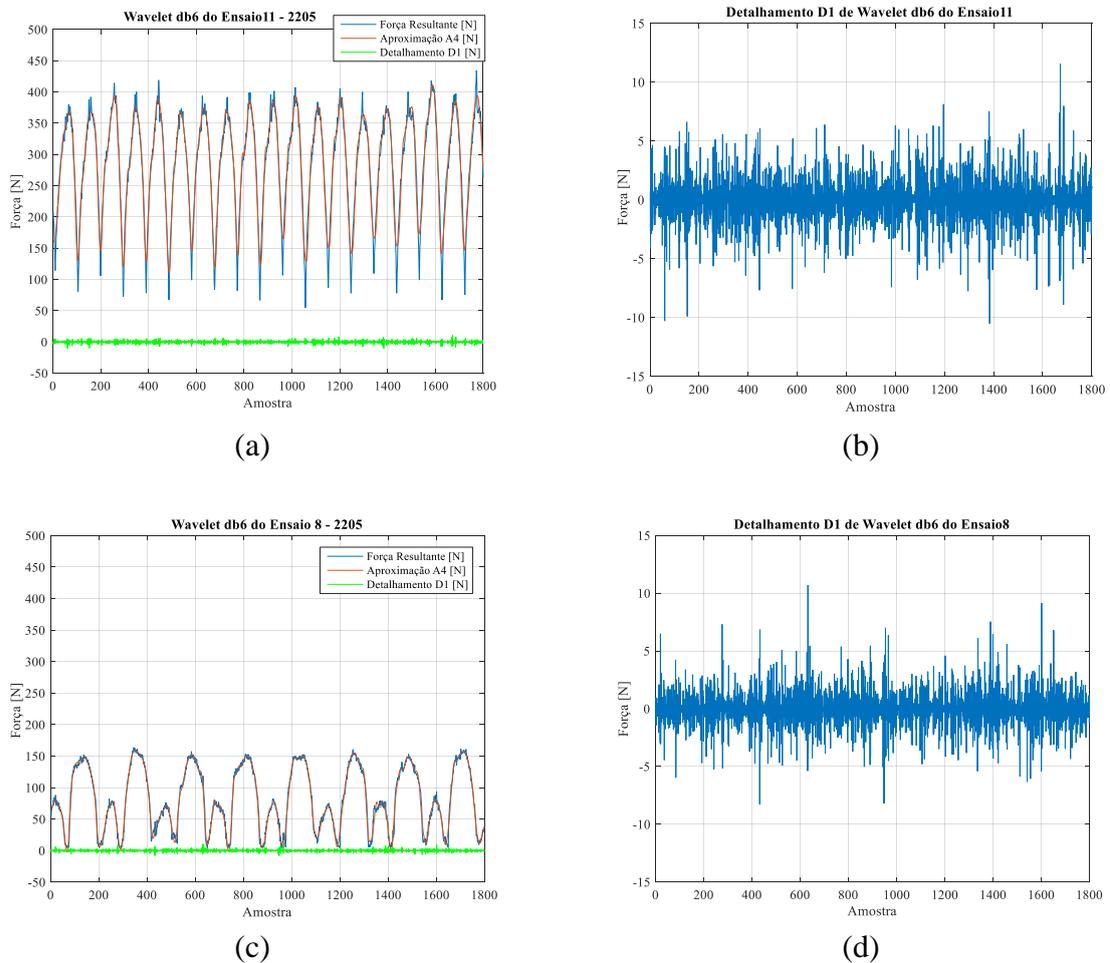


Figura 4.16 – DX 2205: passe 11 (a) F_U e A_4 ; (b) D_I ; passe 8 (c) F_U e A_4 ; (d) D_I .

Essa variação foi obtida por Sória *et al.* (2019) com insertos desgastados no fresamento do ASS 304 com $v_c = 45$ m/min, $f_z = 0,1$ mm/dente e a_p similar ao do passe (0,5 mm), o que prejudicou a qualidade da superfície usinada. O passe 8 foi selecionado, pois apresentou a segunda menor relação entre as parcelas estática e dinâmica da força de usinagem ($\mu F_U / \Delta F_U = 0,856$) e um detalhamento D_I próximo de 2 N. Os valores de F_U e A_4 (Figura 4.16c) variam de 0 a +160 N (amplitude de 160 N). Possui dois parâmetros de corte em níveis baixos (v_c e f_z) com a_p médio. O detalhamento D_I (Figura 4.16d) ilustra tal análise, exibindo valores de -9 N a +11 N (amplitude de 20 N), e indicando que a combinação provocou vibrações de alta frequência e baixa amplitude. Esperava-se que a instabilidade do passe 8 refletisse na textura, fato que não ocorreu, visto que Garcia (2019) registrou a menor rugosidade ($R_a = 0,283$ μm e $R_z = 1,98$ μm) em tal passe.

Para o SDX 2507, a análise DWT foi realizada no passe 11 com $\mu F_U > 250$ N para todos os DSS, e no passe 13 que apresentou grandes valores de F_a e F_p (Figura 4.17).

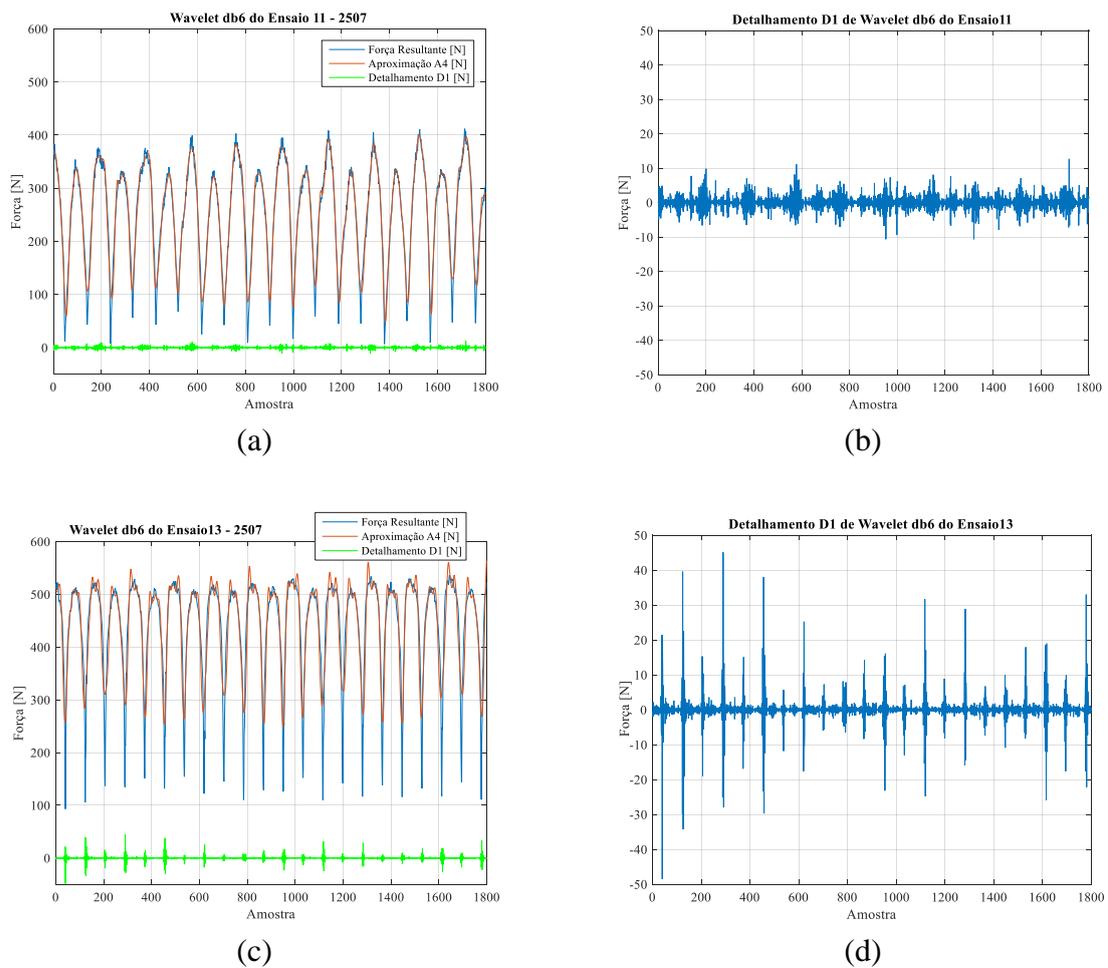


Figura 4.17 – SDX 2507: passe 11 (a) F_U e A_4 ; (b) D_I ; passe 13 (c) F_U e A_4 ; (d) D_I .

No passe 11 (Figura 4.17a) os valores de F_U e A_4 variaram de +50 N a +450 N (amplitude de 350 N), a menor variação de A_4 dentre os quatro DSS. O detalhamento D_I (Figura 4.17b) foi similar ao DX 2205, com valores variando entre -10 N e 13 N (amplitude de 23 N). Para determinadas faixas de parâmetros de corte, nota-se que A_4 e D_I nos DSS com maior PREN sofreram menores variações que nos *lean* DSS. No passe 13 (Figura 4.17c e Figura 4.17d) tem-se os maiores valores de A_4 (+250 N a +550 N, amplitude de 300 N) e D_I (-49 N a +47 N, amplitude de 98 N) nas 60 medições. Apesar disso, não houve vibração *chatter*, diferente do estudo de Sória (2016) no fresamento do ASS 304, em que $D_I = 78,5$ N. Acredita-se que a condição de corte “quase” instável é resultado da combinação dos parâmetros de corte (altos v_c e f_z com médio a_p). No passe 3 (baixa v_c , médio f_z e alto a_p) ocorreu falha no inserto, mas o valor do detalhamento D_I não superou 10 N (-8 N a +8 N).

Considerando somente o passe 11, é difícil identificar as relações entre microdurezas ou teores das fases Fe- γ e Fe- α . Acredita-se que as vibrações em alta frequência (D_I) complementam a análise da força, pois usam os sinais monitorados desta. Para determinar a influência das fases e/ou das microdurezas, seria necessária uma técnica de análise de sinais com maior sensibilidade.

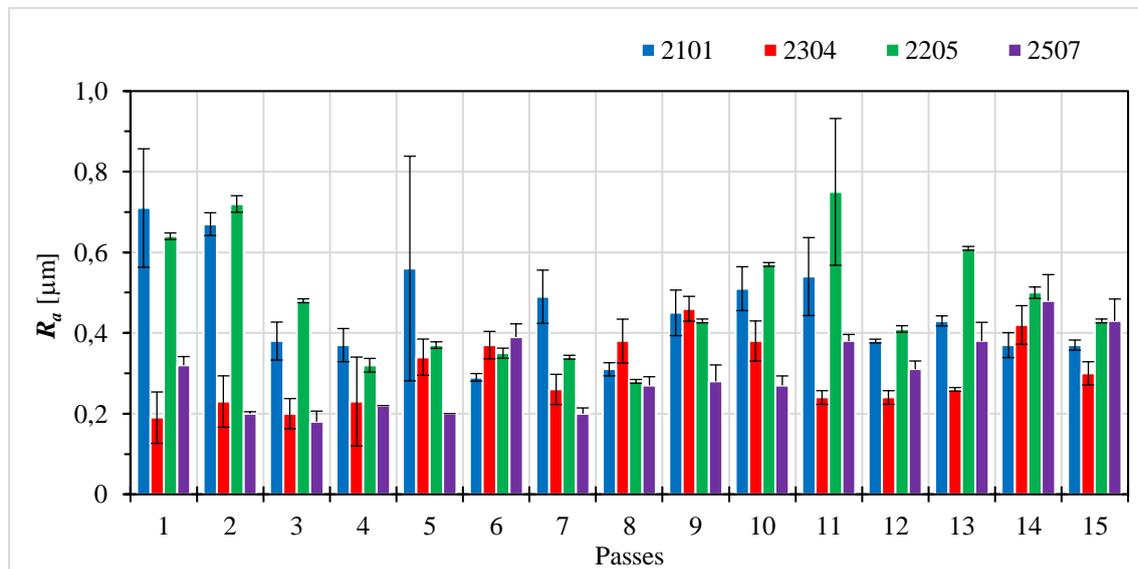
Na ausência de literatura que aborda o uso de DWT em DSS, recorreu-se a outras ligas. Tran e Liu (2019) obtiveram condições estáveis e instáveis no corte da liga Al 6061-T6. Na situação com $v_c = 94$ m/min, $f_z = 0,02$ mm/dente e $a_p = 1,0$ mm, o valor do detalhamento D_I variou de -20 N a +40 N. Aumentando apenas f_z (0,05 mm/dente), valor de D_I passou a variar de -200 N a +200 N, o que foi considerada uma condição instável de corte que prejudicou a textura da peça. Huang *et al.* (2013) usaram o detalhamento D_2 para monitorar a estabilidade do corte e o estado de desgaste do inserto no fresamento da liga Ti-6Al-4V. Para duas velocidades de corte, os autores observaram valores de detalhamento D_2 de -60 N a 50 N com 80 m/min e entre -100 N e +70 N para 120 m/min, mantendo constantes f_z (0,08 mm/dente) e a_p (0,5 mm). Constataram que o inserto desgastou e passou para um corte instável com o aumento de v_c .

4.3 Análise da Rugosidade

A Figura 4.18 ilustra graficamente os valores de R_a e a Figura 4.19 os de R_z . As barras de erros representam os desvios-padrões dos valores medidos. Os respectivos valores de rugosidade são apresentados no **Apêndice E**.

No geral, não é possível estabelecer uma relação entre o tipo de material e R_a (Figura 4.18). Aparentemente, o SDX 2507 (alta liga) tem os menores valores na comparação com os demais, embora ocorram algumas exceções (amostra 6 gerada com v_c média e menor seção de corte). Tal

material alterna com o DX 2304 (baixa liga) nos menores valores. O valor médio de R_a relativo às 15 amostras (passes) de cada material foi calculado. O fresamento do DX 2205 apresentou o maior valor (0,48 μm), seguido do LDX 2101 (0,46 μm). O DX 2304 e o SDX 2507 apresentaram o mesmo valor (0,30 μm). O padrão de referência da superfície proveniente do fresamento são as classes N6 (0,4 ~ 0,8 μm) e N5 (0,2 ~ 0,4 μm), enquanto N4 (0,1 ~ 0,2 μm) é possível de se obter com retificação plana [Kalpakjian e Schmid, 2009; Klocke, 2011]. Contudo, Petropoulos *et al.* (2010) estabelecem que a classe N4 é possível de se obter no fresamento. De qualquer forma, os valores medidos para a maioria dos casos não excedem a classe N6, e cerca de 67% deles estão compreendidos na classe N5 e 10% na classe N4, o que é benéfico.



Passo	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

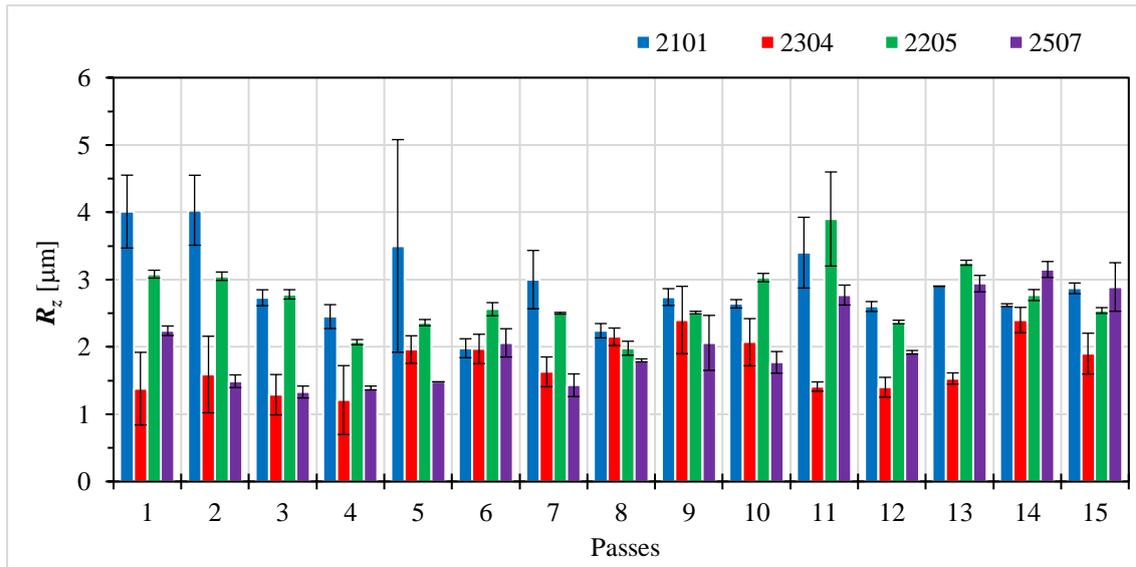
Figura 4.18 – Rugosidade (R_a) medida nos quatro DSS.

Notam-se grandes variações nos valores medidos de R_a na amostra 5 do LDX 2101 e na amostra 11 do DX 2205. Muitos fatores influenciam na flutuação da força; o mesmo vale para a rugosidade. Se por um lado o incremento de v_c eleva as temperaturas favorecendo o amolecimento térmico e a diminuição dos esforços, por outro isso pode incrementar a camada deformada e comprometer os valores de rugosidade. O aumento da seção de corte (maiores f_z e a_p) eleva o comprimento de contato e os esforços, conseqüentemente, vibrações podem surgir e interferir nos valores de R_a [Sai *et al.*, 2001]. Um fator decisivo para a geração da rugosidade nas operações de

corte é o mecanismo de formação do cavaco (formação de APC, cavaco serrilhado, variações térmicas, expansão da zona de cisalhamento até a subsuperfície da peça). Além disso, tem-se ainda a vibração no sistema máquina/ferramenta/sistema de fixação/peça, defeitos no material, desgaste da ferramenta e irregularidades no avanço da ferramenta [Petropoulos *et al.*, 2010].

Em trabalhos que abordam o fresamento a seco de DSS e SDSS, Philip *et al.* (2015) obtiveram o menor R_a (0,55 μm) no DSS 2205 com $v_c = 47$ m/min, $f_z = 0,027$ mm/dente e $a_p = 0,4$ mm e o maior (0,99 μm) com a mesma velocidade de corte e maiores f_z (0,067 mm/dente) e a_p (0,8 mm). Os autores relatam a influência significativa do avanço nos valores de R_a . No corte do mesmo material, Oliveira *et al.* (2020) mediram a menor R_a (0,34 μm) na combinação com $v_c = 60$ m/min, $f_z = 0,08$ mm/dente, $a_e = 15$ mm, e a maior R_a (0,77 μm) com a mesma v_c e maiores f_z (0,12 mm/dente) e a_e (18 mm). Comparando a textura do DSS 2205 e do SDSS 2507, Selvaraj *et al.* (2018) obtiveram para os dois materiais a menor rugosidade média (0,60 μm e 0,63 μm respectivamente) e a menor força de usinagem com a_p constante (0,5 mm), $v_c = 62,8$ m/min e $f_z = 0,06$ mm/dente. Os maiores valores de R_a (1,60 μm e 1,85 μm) foram originados com $v_c = 22,3$ m/min e $f_z = 0,08$ mm/dente. Saï *et al.* (2001) também reportaram a influência do avanço e da velocidade de corte sobre a rugosidade média gerada no SDSS 9274. Para a_p constante (0,5 mm), os autores registraram valores de R_a de aproximadamente 1,0 μm ($v_c = 440$ m/min, $f_z = 0,0125$ mm/dente) e 9,0 μm ($v_c = 160$ m/min, $f_z = 0,025$ mm/dente). Por outro lado, na usinagem do SDSS 2507, Airao *et al.* (2018) observaram a redução de R_a ao diminuírem a velocidade de corte e aumentarem o avanço. Os autores mediram a maior rugosidade média (0,8 μm) aplicando $v_c = 113$ m/min e $f_z = 0,08$ mm/dente e a menor (0,3 μm) com $v_c = 87,9$ m/min e $f_z = 0,16$ mm/dente. O a_p (0,5 mm) foi mantido constante. Assim, os resultados apresentados no presente estudo refletiram o ocorrido na literatura, ou seja, parâmetros distintos geraram valores de R_a diferentes para cada material em variadas investigações.

Para a rugosidade média parcial (R_z) o comportamento é similar ao de R_a (Figura 4.19). Os valores médios calculados para as 15 amostras (passes) de cada material foram: LDX 2101 (2,91 μm), DX 2205 (2,72 μm), SDX 2507 (2,05 μm) e DX 2304 (1,75 μm). O comportamento é aleatório, o que mostra a complexidade das variáveis envolvidas, pois para algumas amostras, os menores valores de R_z estão no SDX 2507, o que também aconteceu com R_a . Todavia, R_z é pouco explorado, visto que grande parte das pesquisas exploram somente R_a no fresamento de DSS, dificultando a análise comparativa com outros trabalhos. Sabe-se que é um parâmetro empregado em superfícies de deslizamento, e a mensuração de tal medida pode ser um indicativo do desempenho à corrosão nas superfícies usinadas.



Passes	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.19 – Rugosidade (R_z) medida nos quatro DSS.

Nos trabalhos que exploraram a variável R_z em condições de corte a seco, os resultados geralmente acompanham R_a . Em Policena *et al.* (2018), os menores valores medidos de R_a e R_z antes da otimização seguiram esse comportamento no fresamento do DSS 2205. A combinação $v_c = 60$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente e $a_p = 0,4$ mm resultou em $R_a = 0,226$ μm e $R_z = 1,373$ μm . No entanto, a condição com os mesmos v_c e a_p e maior f_z (0,15 mm/dente) resultou no maior valor de R_a (0,483 μm), e o maior valor de R_z (2,633 μm) foi obtido com $v_c = 30$ m/min, $f_z = 0,10$ mm/dente e $a_p = 0,4$ mm. No fresamento do LDSS J93372 com dois comprimentos de usinagem (7,5 m e 15 m), Gouveia (2016) obteve no ciclo curto com ferramenta inteiriça de 2 dentes e combinando $v_c = 50,2$ m/min, $f_z = 0,0156$ mm/dente e $a_p = 0,5$ mm os menores valores de $R_a = 0,284$ μm e $R_z = 1,784$ μm , enquanto que no ciclo longo, os menores foram $R_a = 0,568$ μm e $R_z = 3,68$ μm .

Os parâmetros aritméticos da rugosidade não podem ser considerados isoladamente, pois não fornecem informações sobre a forma do perfil. Quanto maior a relação R_a/R_z , mais robusto é o perfil de rugosidade, ou seja, menor presença de picos e vales isolados [Petropoulos *et al.*, 2010]. Em um panorama dos 15 passes para cada material, a relação R_a/R_z nas amostras do SDX 2507 variou de 0,13 (amostra 13) a 0,19 (amostra 6), nas do DX 2205 foi de 0,14 (amostras 6, 7 e 8) a 0,24 (amostra 2), no DX 2304 de 0,14 (amostras 1 e 2) a 0,19 (amostras 4, 6 e 9), e no LDX 2101

de 0,13 (amostra 15) a 0,19 (amostra 10). A análise detalhada de alguns desses passes será realizada na **Subseção 4.6.5**.

A Tabela 4.4 apresenta os resultados da ANOVA sobre as rugosidades R_a e R_z após o fresamento do LDX 2101, DX 2304, DX 2205 e SDX 2507. A coluna denominada “Cont. [%]” mede o percentual de contribuição de cada termo em relação à soma total de quadrados.

Tabela 4.4 – ANOVA reduzida para as rugosidades R_a e R_z no fresamento dos 4 DSS.

Fator	2101 [Garcia, 2019]				2304			
	R_a		R_z		R_a		R_z	
	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]
f_z	0,027	39,2	0,034	41,0	-	-	-	-
a_p	-	-	-	-	-	-	0,129	17,3
$v_c \times v_c$	-	-	-	-	0,094	27,3	0,117	18,7
$a_p \times a_p$	-	-	-	-	0,102	25,8	0,043	38,1
<i>Erro</i>	20,7		24,5		32,1		26,2	
R^2	79,3%		75,5%		67,9%		73,8%	

Fator	2205 [Garcia, 2019]				2507			
	R_a		R_z		R_a		R_z	
	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]	Valor-p	Cont. [%]
v_c	0,094	7,58	-	-	-	-	-	-
f_z	0,001	72,58	0,004	71,93	-	-	0,128	11,62
a_p	-	-	-	-	-	-	-	-
$v_c \times v_c$	-	-	-	-	0,04	28,87	0,07	18,50
$a_p \times a_p$	-	-	-	-	-	-	0,104	13,85
$v_c \times f_z$	-	-	-	-	0,129	12,63	0,098	14,51
$v_c \times a_p$	-	-	-	-	0,129	12,63	0,169	9,08
$f_z \times a_p$	-	-	0,147	8,59	0,097	15,84	0,113	12,92
<i>Erro</i>	8,9		14,6		19,1		17,5	
R^2	91,1%		85,4%		80,9%		82,5%	

Em relação à rugosidade no LDX 2101, apenas o efeito linear do avanço por dente (f_z) foi significativo sobre R_a e R_z . O deslocamento dos dentes da fresa sobre a peça gera múltiplas ranhuras na superfície fresada que refletem nos valores medidos. A variação da velocidade de corte (v_c) de 80 a 110 m/min não se mostrou significativa. O coeficiente de determinação (R^2) foi superior a 75%; o restante da variabilidade total se deve a outros fatores não investigados ou a ruídos.

No DX 2304, para R_a , nenhum fator foi significativo para uma confiança igual ou superior a 95%, o que denota uma dispersão dos valores. Há fatores de ruído que interferiram nos resultados sugerindo que alguns termos devam ser adicionados ao erro. No entanto, para uma confiança de aproximadamente 90%, os efeitos quadráticos de v_c e a_p são significativos sobre R_a (ambos com contribuições superiores a 25%). Tais considerações refletem no R^2 . No caso, os resultados preditos pelo modelo de regressão de R_a ajustam-se moderadamente aos resultados experimentais ($50\% < R^2 < 70\%$) [Moore *et al.*, 2013]. Para R_z o efeito quadrático de a_p foi significativo (confiança de 95,7%) estabelecido com uma contribuição de 38,1%. Percebe-se que o efeito linear de a_p apresentou confiança de 87,1% e contribuição de 17,3% e o efeito quadrático de v_c uma confiança de 88,3% e contribuição de 18,7%. Conseqüentemente, o valor de R^2 para R_z mostra que o modelo de predição é adequado.

Para a rugosidade do DX 2205 tem-se semelhança com o LDX 2101, isto é, efeito linear significativo do fator f_z sobre R_a e R_z em diferentes percentuais. Vale também mencionar ainda o efeito linear de v_c sobre R_a (confiança de 90,6%) e o efeito combinado $f_z \times a_p$ sobre R_z (confiança de 85,3%). Os resultados estão em concordância com Philip *et al.* (2015) e Suresh *et al.* (2019), em que os três fatores (v_c , f_z e a_p) foram significativos sobre R_a , com maior influência de f_z . No trabalho de Selvaraj *et al.* (2019), os resultados da ANOVA indicaram que v_c e f_z influenciaram R_a em aproximadamente 21% e 73%, respectivamente. Em Policena *et al.* (2018) somente (f_z) teve um efeito significativo sobre os valores médios de R_a obtidos por fresamento de topo do DSS 2205 com v_c e a_p menores que os do presente estudo. Todos os fatores e interações mostraram influência sobre R_a , porém, não foram considerados estatisticamente significativos para um intervalo de confiança de 95%.

Para as rugosidades no fresamento do SDX 2507, nota-se que apenas o efeito quadrático de v_c foi significativo sobre R_a para um intervalo de confiança de 95% e R_z para uma confiança de 93%. O efeito quadrático de a_p também influenciou nos valores de R_z com uma confiança de 89,6%. Além disso, os fatores combinados $v_c \times f_z$, $v_c \times a_p$ e $f_z \times a_p$ também afetaram R_a com confianças de 87,1% a 90,3% e R_z com confianças de 83,1% a 90,2%. Assim, as rugosidades apresentaram um coeficiente de determinação superior a 80%.

Bouزيد *et al.* (2004) constataram que os parâmetros de corte tiveram diferentes percentuais de influência sobre R_a no fresamento de SDSS 9274. No caso, f_z teve a maior contribuição (40,5%), seguido da v_c (36,23%) e a_p (23,19%). No fresamento do SDSS 2507, Selvaraj *et al.* (2013) concluíram que f_z e a v_c afetam a R_a em aproximadamente 66% e 32%, respectivamente. Em Selvaraj (2018), as contribuições de f_z , v_c e a_p foram de 50%, 26% e 12% sobre R_a , respectivamente.

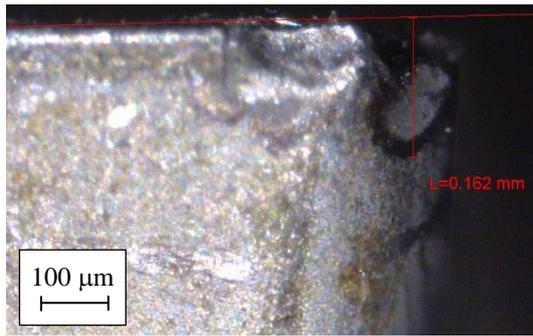
Ao analisar estatisticamente de forma mais ampla o fresamento dos quatro DSS, observa-se que o comportamento foi mais aleatório no que tange a rugosidade, demonstrando a variabilidade da mesma, o quanto R_a e R_z são influenciadas pelos parâmetros de corte. Indicam a impossibilidade de analisá-las isoladamente para caracterizar uma superfície fresada.

4.4 Desgastes e Avarias na Ferramenta

Em ensaios preliminares no SDX 2507, verificou-se que os insertos Tiger-tec Silver® ADMT10 classe WSM35 ($r_\epsilon = 0,4$ mm) não suportariam o fresamento dos 15 passes sem sofrer desgastes severos ou avarias com a combinação dos parâmetros de corte utilizados para os outros DSS. Devido a isso, a progressão do desgaste foi medida para evitar a interferência na textura da superfície. Como citado na **Seção 3.7**, quando $VB \geq 0,1$ mm era alcançado, a aresta era substituída; caso contrário, efetuava-se o passe seguinte. A Figura 4.20 ilustra a sequência dos passes e os respectivos estados da ferramenta.

Com os passes 1 e 2, $VB < 0,1$ mm. Tal medida foi ultrapassada no passe 3, isto é, $VB = 0,162$ mm. O inserto apresentou o lascamento da aresta de corte (Figura 4.20a). A aresta foi substituída para sequência do experimento. No passe 3, é possível que a ferramenta não tenha suportado a relação $a_p/r_\epsilon = 1,5$ imposta. Caniçali *et al.* (2021) notou que a ferramenta não tinha robustez suficiente para suportar a combinação $v_c = 95$ m/min, $f_z = 0,18$ mm/dente, $r_\epsilon = 0,8$ mm, $a_p = 1,2$ mm no fresamento do DSS 2205. Constatou que a falha ocorreu devido ao mecanismo de desgaste por *attrition* (aderência e arrastamento) oriundo das altas temperaturas na zona de corte. Para um $r_\epsilon = 1,2$ mm, com os mesmos níveis de parâmetros, a ferramenta não fraturou. O desgaste por *attrition* foi comprovado por Abou-El-Hossein e Yahya (2005) que observaram pequenas partículas do material da ferramenta com revestimento PVD-TiN/TiCN/TiN aderido ao cavaco oriundo do fresamento do ASS 304 (185 HV); porém, tal material apresenta menor limite de escoamento e menor dureza que os DSS.

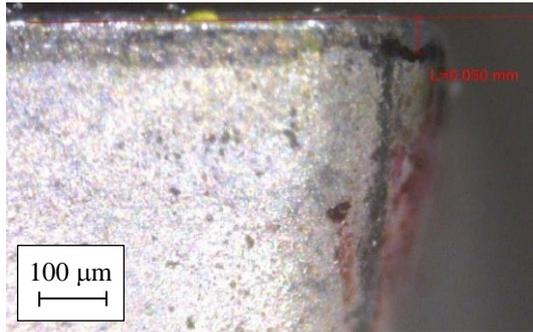
Nos passes 4 e 5, novamente $VB < 0,1$ mm, porém já havia certo lascamento. Após o passe 6, $VB = 0,236$ mm (Figura 4.20b). Durante estes passes, a relação a_p/r_ϵ vai decrescendo para o mesmo f_z com alternância na v_c . A adesão de material reportada por Silva *et al.* (2019) pode ter causado a remoção do revestimento. Somado a isso, tem-se uma pequena marca de abrasão (arranhão paralelo à direção de corte indicado pela seta), que foi observado por Braghini Jr. *et al.* (2009) no fresamento do aço inoxidável PH 15-5. As micropartículas duras presentes no SDSS possivelmente foram responsáveis pela abrasão e consequente progressão do desgaste no passe 6, conforme relata Selvaraj *et al.* (2013).



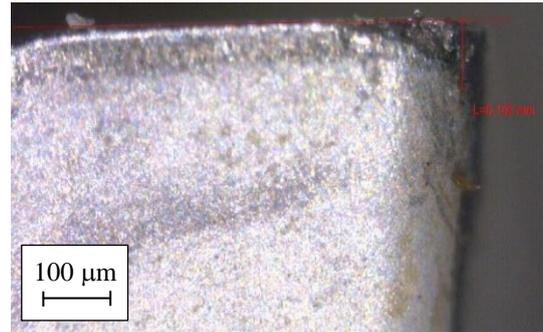
(a) Passes 1, 2 e 3



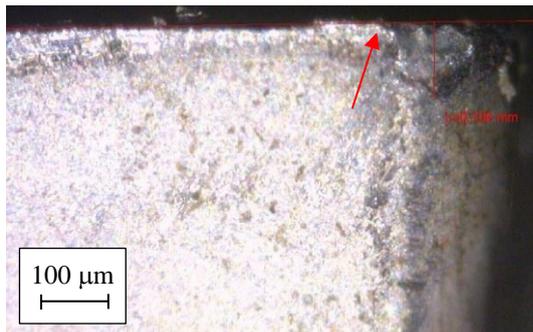
(b) Passes 4, 5 e 6



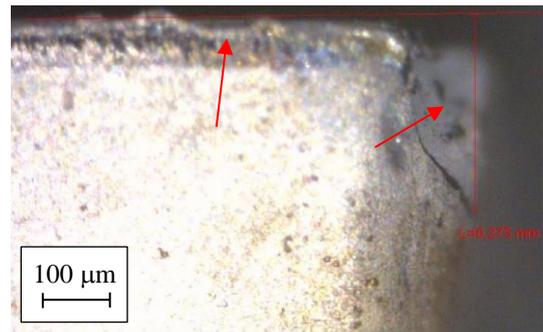
(c) Passes 7, 8 e 9



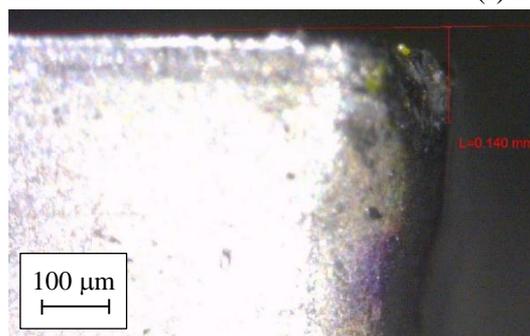
(d) Passe 10



(e) Passe 11



(f) Passes 12 e 13



(g) Passes 14 e 15

Passo	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.20 – Desgastes na ferramenta de corte no ensaio do SDX 2507.

Nos passes 7, 8 e 9 (Figura 4.20c) não foi atingido o VB estipulado. Após o passe 9 foi registrada a imagem da aresta e medido o desgaste do flanco ($VB = 0,05$ mm). Por VB não ter atingido 0,1 mm, a aresta foi submetida à condição de máximo f_z no passe 10 (Figura 4.20d) que apresentou $VB = 0,102$ mm. Martinho *et al.* (2019) indicam que insertos circulares revestidos com PVD-ALTiN devem ser usados em operações de acabamento, porque a monocamada de ALTiN é desgastada após uma curta distância de corte, o que pode ter acontecido para o passe 10. Outra possibilidade apontada por Silva *et al.* (2019) é que o efeito da abrasão pode ter sido resultado do fluxo de cavacos nessa área. No entanto, para comprovação, seria necessária uma imagem mais detalhada da ferramenta após esse passe.

Com os parâmetros do passe 11 foi possível dar um único passe e atingir $VB = 0,106$ mm. O inserto apresentou lascamento e uma pequena quantidade de material aderido (indicado pela seta) (Figura 4.20e). Esta avaria pode ter razão similar à do passe 3, ou seja, possivelmente a ferramenta não suportou a relação $a_p/r_\epsilon = 1,5$ imposta, aumentando os esforços sobre a aresta de corte e resultando na falha. A combinação de grandes a_p e f_z contribuiu para a maior carga mecânica na ferramenta. Soma-se a isso a adesão de material da peça no inserto, que também auxilia na remoção do revestimento. A baixa usinabilidade do SDSS aliada a uma grande seção de corte faz com que partículas duras do material da peça causem microlascamentos e aumento dos desgastes, além da natureza instável da formação da APC [Selvaraj *et al.*, 2013].

O VB do passe 12 não atingiu 0,1 mm, sendo realizado posteriormente o passe 13 em que o $VB = 0,275$ mm. A imagem da ferramenta (Figura 4.20f) indica um desgaste inicial (indicado pela seta) seguido pelo lascamento da ponta. A outra seta indica um possível início de entalhe; antes e depois da mesma tem-se uma pequena quantidade de material aderido. No passe 12, a relação a_p/r_ϵ também é grande (1,5) com f_z médio e grande v_c . Devido à dinâmica do processo, a camada de material aderido foi removida ciclicamente e substituída por outra [Braghini Jr *et al.*, 2009]. Durante este ciclo, partículas duras de carboneto de cromo (Cr_3C_2) e partículas removidas da própria ferramenta (grãos de WC) atritaram contra o flanco da ferramenta, produzindo desgastes abrasivos. Amaro *et al.* (2018, 2020) explicam que na região da aresta de corte em que o material está aderido, ocorre uma transição de tensões de compressão para tração e, como consequência, o processo de lascamento é facilitado. É possível que no passe 12 tenha começado o desgaste e, no passe 13, gerou-se o grande lascamento da aresta de corte.

Por fim, o passe 14 não atingiu o critério sendo realizado o passe 15 que apresentou um desgaste $VB = 0,140$ mm (Figura 4.20g). Nos passes 14 e 15, os parâmetros de corte são médios e o desgaste foi similar ao ocorrido nos passes 4, 5 e 6 com menor progressão, isto é, adesão de

material, remoção do revestimento devido as partículas duras do SDSS, deposição de nova camada, abrasão oriunda dos carbonetos e incremento do desgaste.

OBSERVAÇÕES: A maioria das pesquisas em fresamento fixa um parâmetro de corte (normalmente a_p) e varia outros dois (v_c e f_z). Os pesquisadores, quando têm material disponível, trabalham com comprimento usinado e tempo de usinagem. Assim, os poucos trabalhos encontrados não costumam medir a largura da marca de desgaste de flanco (VB) a cada passe. Quanto às avarias, em uma operação de fresamento em que a fresa gira a 1000 rpm, cada aresta de corte recebe 2×10^4 impactos em um período de 20 min. O desafio para o material da ferramenta é resistir à fadiga mecânica de 10^4 a 10^8 ciclos [Childs *et al.*, 2000]. No presente trabalho não se considerou o tempo e o comprimento de usinagem, mas as rotações foram superiores a 1250 rpm.

4.5 Cavacos Gerados

A formação de cavacos em fresamento é pouca explorada na literatura; entender tal mecanismo é uma forma de avaliar e aperfeiçoar a usinabilidade por este processo. Os cavacos oriundos do fresamento tem o formato de vírgula (corte intermitente). A espessura dos mesmos é variável e suas dimensões variam conforme o avanço por dente (f_z) e a profundidade de corte axial (a_p). A Figura 4.21 apresenta alguns dos cavacos gerados após o corte do SDX 2507.

Quanto ao enrolamento, os cavacos da Figura 4.21 são helicoidais e em lascas, e a hélice varia de acordo com os parâmetros de corte; basicamente são curtos, com serrilhado em uma das bordas e lamelas na outra. Os cavacos serrilhados são comuns em materiais de difícil corte, o que pode ser atribuído à deformação termicamente assistida, que envolve instabilidades no cisalhamento e cisalhamento localizado na zona de deformação [Rajaguru e Arunachalam, 2020]. Também foram observados por Witty *et al.* (2012) no fresamento do aço inox martensítico X3CrNiMo13-4. O grau de serrilhado (H) dos cavacos variou conforme a velocidade de corte e o avanço por dente, corroborando com Alabdullah *et al.* (2017). O valor médio de H para os oito cavacos analisados foi de 3,18 (considerado alto).

Conforme mencionado na **Subseção 2.2.6** o grau do serrilhado é a relação entre a altura do pico à borda e a altura do vale em relação a borda. Sabe-se que fatores como as forças de usinagem, tensões e deformações efetivas, temperaturas na interface cavaco-ferramenta, geometria da ferramenta e seu desgaste interferem na formação do cavaco [Andersson, 2017]. Porém, até o momento, não foram encontrados na literatura estudos que correlacionassem todas essas variáveis. Tais fenômenos ocorrem em três dimensões. A temperatura e o fluxo de calor entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta são, em especial, difíceis de mensurar.

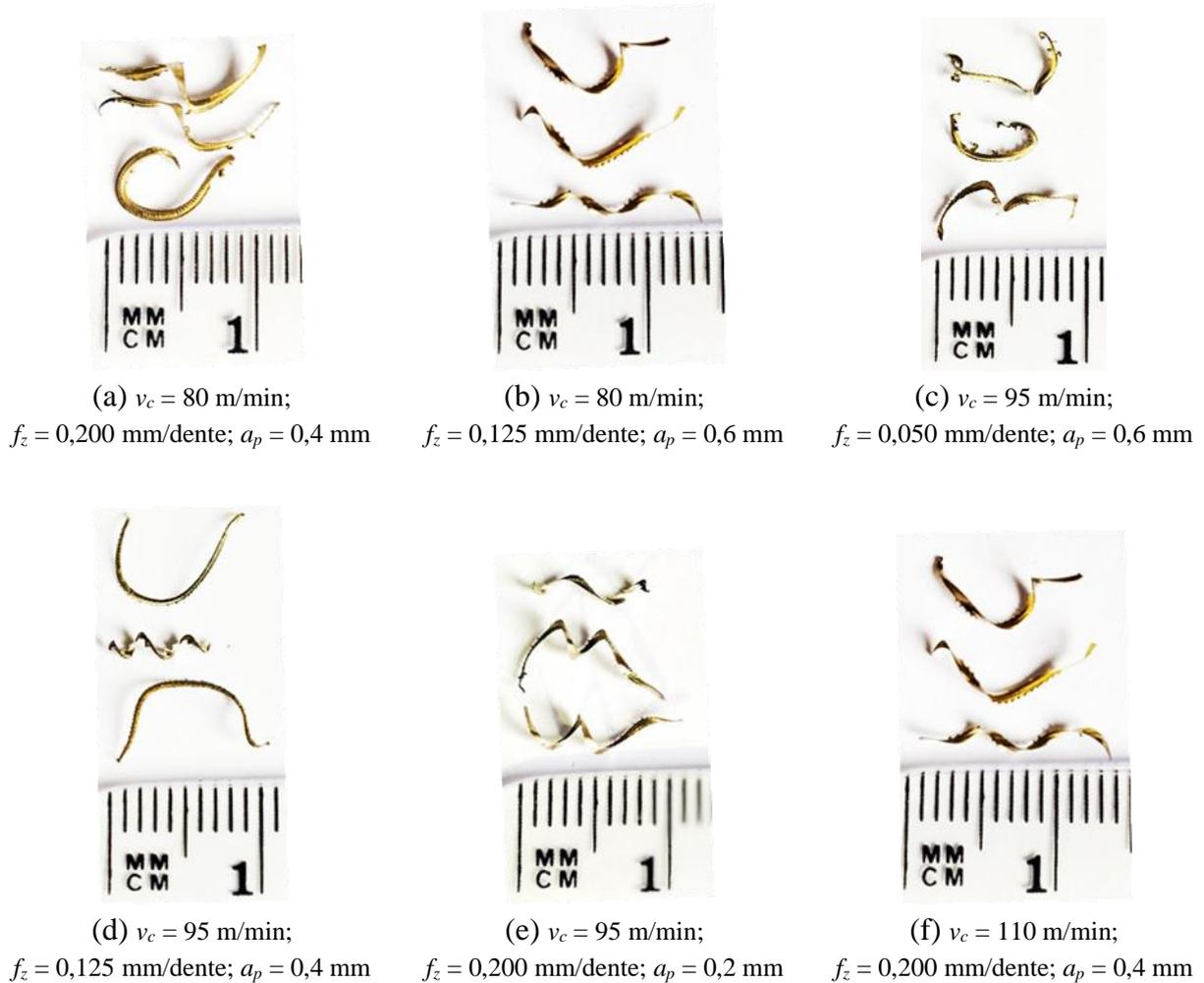


Figura 4.21 – Cavacos obtidos no fresamento do SDX 2507: (a) passe 2; (b) passe 3; (c) passe 4; (d) passe 9; (e) passe 10; (f) passe 13 (dimensões de aproximadamente 10 mm).

É sabido que o mecanismo de deformação plástica na interface ferramenta/cavaco ocorre de dois modos diferentes: em baixas velocidades de corte e avanço, tem-se o movimento das discordâncias, gerando o encruamento; em altas taxas de remoção de material na zona de aderência, as deformações cisalhantes estão confinadas a estreitas bandas de cisalhamento termoplástico [Machado *et al.*, 2015; Shaw, 2005]. Os cavacos provenientes do corte são muito pequenos e difíceis de manipular. Em função disso, a análise metalográfica foi realizada em cavacos gerados com grandes seções de corte e diferentes velocidades de corte (passe 2, 11 e 12).

4.5.1 Análise no LDX 2101

Para o LDX 2101 foi escolhido o passe 12 ($v_c = 110$ m/min, $f_z = 0,125$ mm/dente, $a_p = 0,6$ mm) devido à média seção de corte. A Figura 4.22a apresenta o cavaco com serrilhado

irregular composto por picos pontiagudos, vales e espessura variável. Tem-se a ferrita (Fe- α) em preto e a austenita (Fe- γ) em branco. Na Figura 4.22b mediu-se a altura da borda ao vale ($\cong 333 \mu\text{m}$) e da borda ao pico ($\cong 489 \mu\text{m}$), e grau de serrilhado $H = 1,47$. A distância entre picos ($\cong 105 \mu\text{m}$) tem valor próximo ao avanço por dente empregado no passe (125 μm). Abaixo dos vales verificam-se regiões deformadas o que pode ter relação com o mecanismo de formação do cavaco. Percebe-se que as lamelas de austenita (Fe- γ) deformadas foram comprimidas na ferrita (fase mais dúctil) abaixo do referido vale, corroborando com Nomani *et al.* (2015).

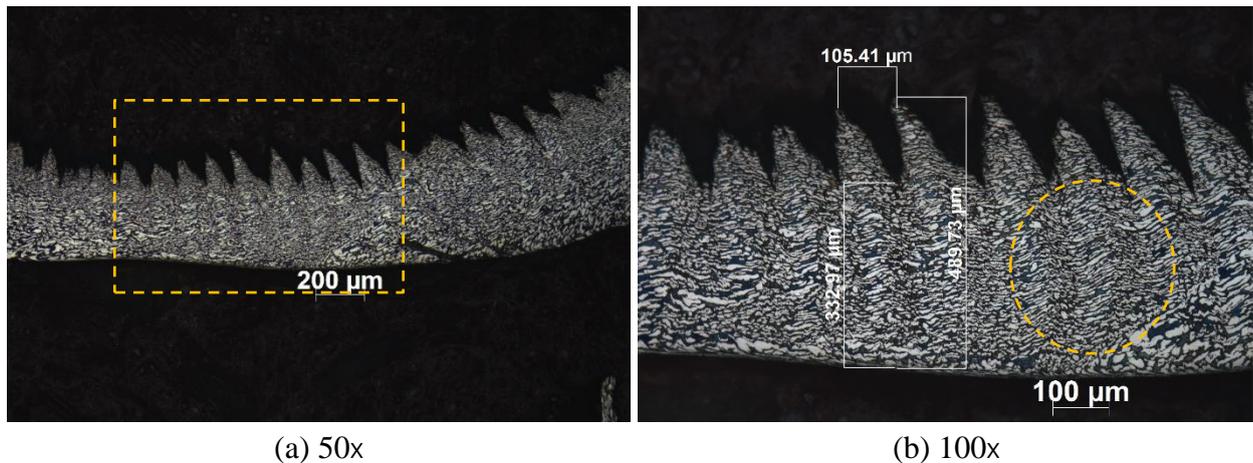


Figura 4.22 – LDX 2101: cavaco do passe 12 com diferentes ampliações.

Diferentemente da análise da seção transversal que ocorreu na metalografia, no MEV tem-se uma visão mais ampla do cavaco do LDX 2101. A Figura 4.23a mostra o cavaco com pequena variação na largura ($\cong 0,85 \text{ mm}$), camadas sobrepostas do mecanismo de formação com certa regularidade e um estreitamento mais ao centro ($\cong 0,67 \text{ mm}$). Ambas as bordas apresentam poucas reentrâncias e um aspecto quase liso. Na usinagem de ASS, Fernández-Abia *et al.* (2011) relataram que uma estrutura lamelar de espessura constante na superfície livre de cavacos foi obtida ao utilizar uma faixa de velocidade de corte de 37 a 300 m/min, o que é plausível para o passe 12 (110 m/min). Na Figura 4.23b tem-se uma ampliação da região mais ao centro do cavaco (retângulo tracejado). Ficam mais evidentes as irregularidades ao longo da superfície. O material está justaposto com constância e semelhança no decorrer de três linhas. Na Figura 4.23c a captura da imagem ocorreu na região demarcada (retângulo tracejado) que foi girada a 45° em que se verifica uma borda irregular à direita. A zona de aderência da ferramenta aumenta a pressão no material removido, fazendo ele se curvar; portanto, tem-se o esmagamento e a deformação até formar ranhuras sucessivas e sulcos. Os picos das ranhuras têm uma distância regular ($\cong 118 \mu\text{m}$)

na parte inferior o que é similar ao avanço por dente ($\cong 125 \mu\text{m}$). A intensa deformação plástica em uma zona de esmagamento também foi reportada por Silva *et al.* (2019) no fresamento de SDSS 2760 com $v_c = 76,2 \text{ m/min}$, $f_z = 0,15 \text{ mm/dente}$ e $a_p = 1,0 \text{ mm}$.

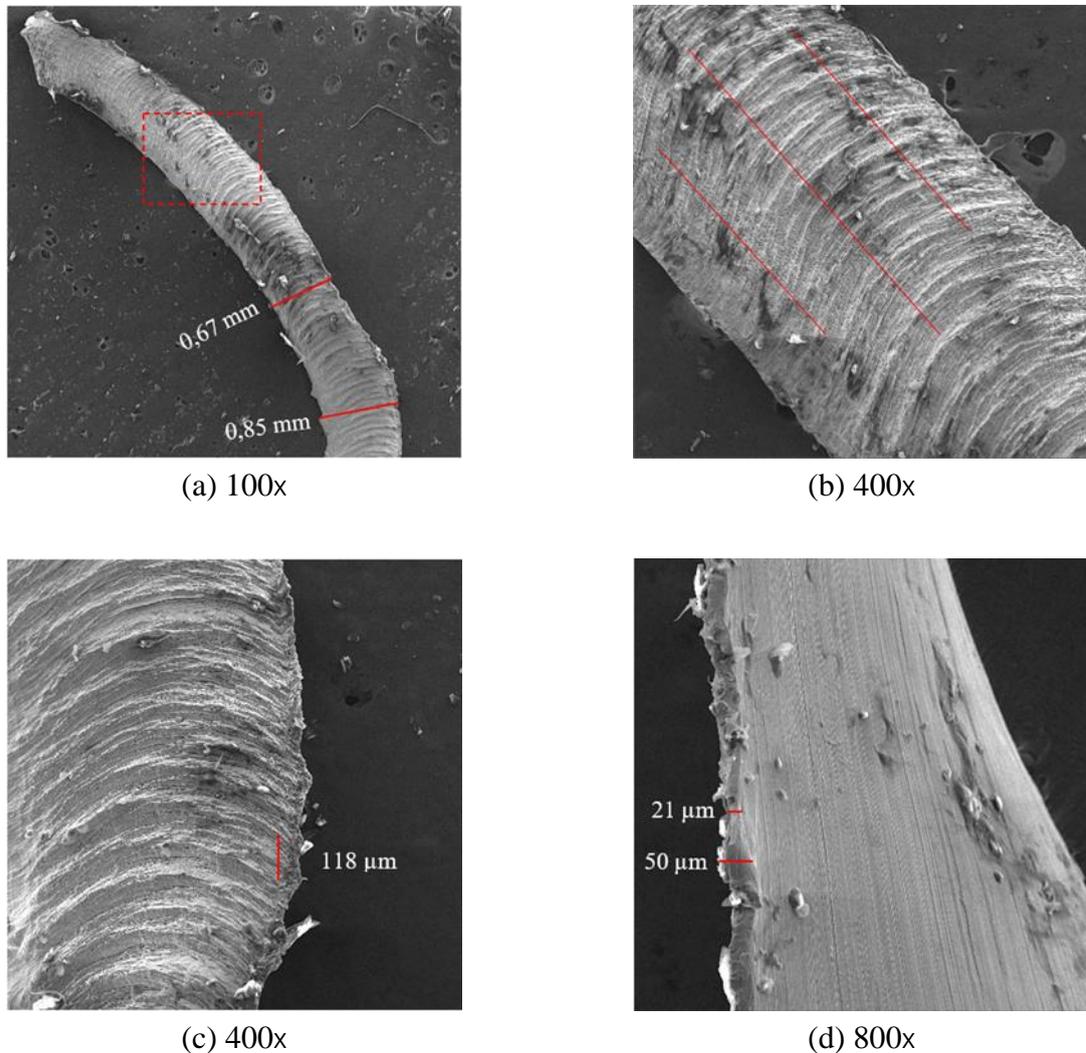


Figura 4.23 – LDX 2101: cavaco do passe 12 analisado no MEV com diferentes ampliações.

A Figura 4.23d apresenta a parte inferior do cavaco, em que uma superfície lisa evidencia o deslizamento sobre a superfície de saída da ferramenta. Remete à forma de hélice, indicando similaridade com o corte oblíquo. Na borda esquerda, o aspecto é de “arrancamento”, com características de elevados esforços no corte. A espessura varia de um valor menor ($\cong 21 \mu\text{m}$) a um valor maior ($\cong 50 \mu\text{m}$). Não fica claro se essa variação ocorre na parte superior do cavaco inerente à contração ao longo do comprimento.

4.5.2 Análise no LDX 2304

No DX 2304 seguiu-se a mesma metodologia de análise. A Figura 4.24a apresenta o cavaco gerado no passe 2 ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,2$ mm/dente, $a_p = 0,4$ mm). O formato do cavaco é regular com picos e vales do serrilhado menores. Observa-se na microestrutura a ferrita (Fe- α) em branco e a austenita (Fe- γ) em cinza escuro. A medição da distância entre picos ($\cong 138$ μ m) na Figura 4.24b mostra que o valor é inferior ao avanço por dente (200 μ m). A altura da borda ao vale foi de aproximadamente 382 μ m, enquanto a altura até o pico ($\cong 441$ μ m) foi similar ao LDX 2101 com um menor grau de serrilhado ($H = 1,15$), o que pode ter sido influenciado pelo material ou durante a preparação do cavaco (embutimento e lixamento). Também se constata regiões compactadas e outras com grãos maiores abaixo dos vales. Tais regiões foram comuns no LDX 2101, indicando certa regularidade na formação dos cavacos.

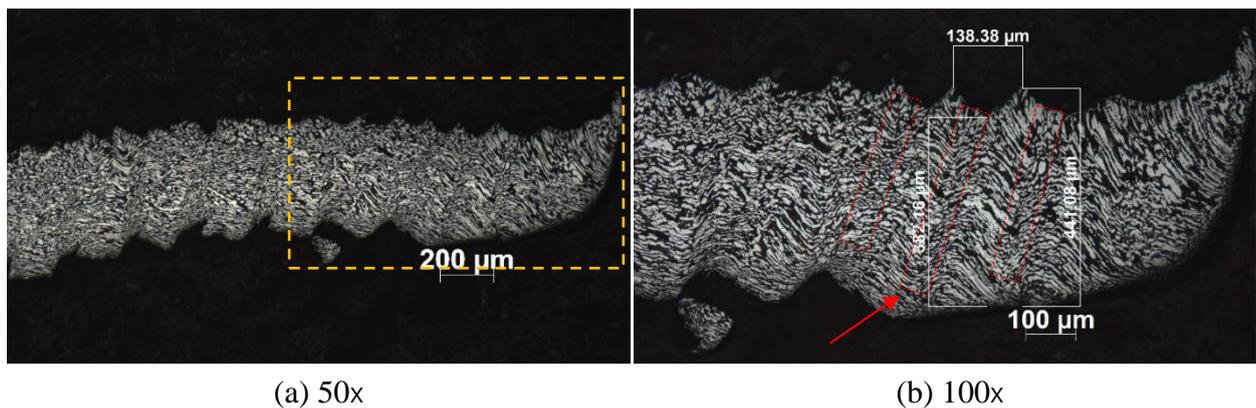


Figura 4.24 – DX 2304: cavaco do passe 2 com diferentes ampliações.

Há poucos trabalhos que apresentam imagens metalográficas dos cavacos, porém acredita-se que as regiões abaixo dos vales possam ser a zona de cisalhamento primária como observado por Li *et al.* (2018; 2019) em cavacos serrilhados provenientes do fresamento em aço AISI H13 com simulação por FEM e experimentalmente. Na região central do cavaco, à medida que o corte avança (seta), a energia térmica acumulada induzida pelo atrito severo entre a superfície posterior do cavaco e a face de saída da ferramenta, juntamente com a espessura reduzida de cavacos não cortados, produz um fenômeno de amolecimento térmico mais significativo que no início da formação do cavaco. A análise do cavaco do DX 2304 via MEV é apresentado pela Figura 4.25.

A Figura 4.25a mostra uma formação diferente da apresentada no LDX 2101, pois evidencia a forma de hélice e a percepção de uma maior compressão nas estruturas deformadas. A parte inferior apresenta a largura mínima do cavaco (580 μ m). A segmentação do cavaco aparece

na região acima da medição da largura, com picos e vales suaves, conforme observado na metalografia. Na parte superior do cavaco, foi medida uma espessura de aproximadamente 200 μm (equivalente ao f_z).

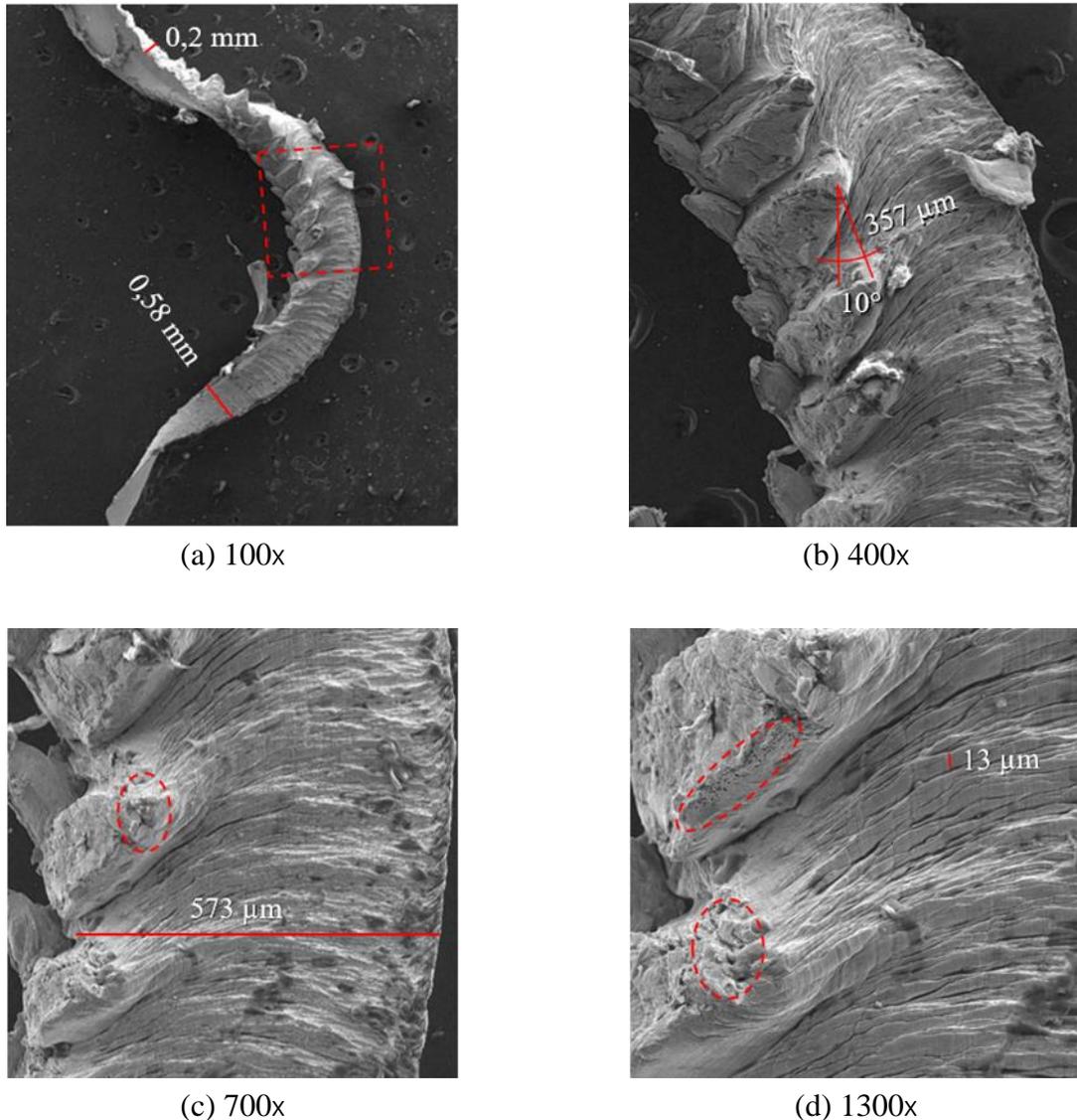


Figura 4.25 – DX 2304: cavaco do passe 2 analisado no MEV com diferentes ampliações.

A Figura 4.25b corresponde à ampliação da região central (retângulo tracejado). A borda direita é lisa com fragmentos de material e a borda esquerda apresenta uma região com irregularidades e estruturas espaçadas. A compactação é visualizada na horizontal; nessa direção, há uma quantidade de material justaposta. Acredita-se que uma considerável parcela sobra e entra em contato com a peça, formando as cristas (estruturas) na borda esquerda cujo fenômeno acontece até um ponto máximo e depois diminui. A medida entre o centro relativo entre cada crista gerou

um “passo” com cerca de $357\ \mu\text{m}$. Tais estruturas não estão no mesmo plano e possuem uma inclinação ($\cong 10^\circ$). A Figura 4.25c exibe a uma pequena variação da largura ($\cong 573\ \mu\text{m}$). Trincas podem ser visualizadas nas cristas. A Figura 4.25d apresenta a compactação dos planos mostrados na vertical. A distância entre dois planos foi medida ($\cong 13\ \mu\text{m}$), porém, a formação é irregular. Verifica-se a extensão das trincas e pequenas microcavidades na lateral de uma crista.

4.5.3 Análise no DX 2205

A Figura 4.26a apresenta o cavaco do DX 2205 obtido no passe 11 ($v_c = 95\ \text{m/min}$, $f_z = 0,2\ \text{mm/dente}$, $a_p = 0,6\ \text{mm}$). O serrilhado apresenta picos e vales maiores e bem definidos. Na microestrutura, a ferrita ($\text{Fe-}\alpha$) apresenta cor cinza-claro e a austenita ($\text{Fe-}\gamma$) marrom. Na Figura 4.26b tem-se a medição do comprimento entre dois picos ($\cong 124\ \mu\text{m}$) que é aproximadamente 60% do avanço por dente ($200\ \mu\text{m}$) e $H = 1,32$. A altura da borda ao pico ($\cong 504\ \mu\text{m}$) foi superior à dos outros DSS, enquanto a da borda ao vale ($\cong 383\ \mu\text{m}$) foi similar às demais. Nota-se regularidade na formação do cavaco. Verificam-se regiões compactadas abaixo dos vales e outras com grãos maiores. Tal fato pode estar relacionado ao processamento mecânico imposto pelo fresamento.

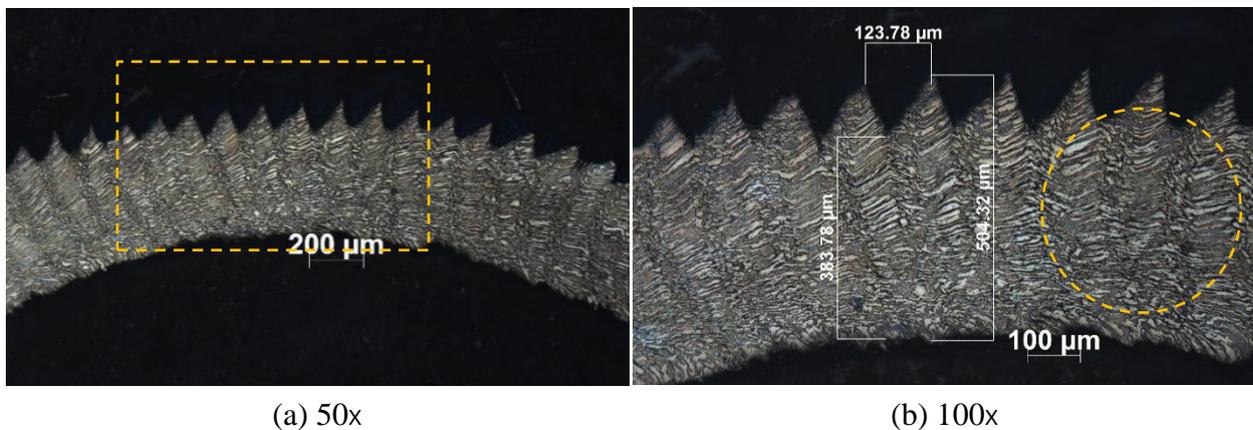


Figura 4.26 – DX 2205: cavaco do passe 11 com diferentes ampliações

Pela análise no MEV, fica evidente na Figura 4.27a o formato helicoidal do cavaco do DX 2205. A largura é irregular, com bordas pronunciadas que à direita assemelham-se a um fluxo lateral. O ponto medido tem cerca de $680\ \mu\text{m}$, que é inferior ao encontrado no LDX 2101 para o mesmo a_p ($0,6\ \text{mm}$). Na esquerda mediu-se uma espessura de aproximadamente $250\ \mu\text{m}$ que é semelhante a f_z . A Figura 4.27b mostra a região que foi ampliada (retângulo tracejado) na qual verifica-se a segmentação do material com alternância entre ondulações e sulcos, seguindo duas linhas. A distância entre picos da borda à direita foi medida ($\cong 215\ \mu\text{m}$). Quando se inicia a criação

da borda serrilhada, a intensidade das camadas de cisalhamento aumenta, enrola e torna-se não uniforme devido à alta deformação localizada [Alabdullah *et al.*, 2017].

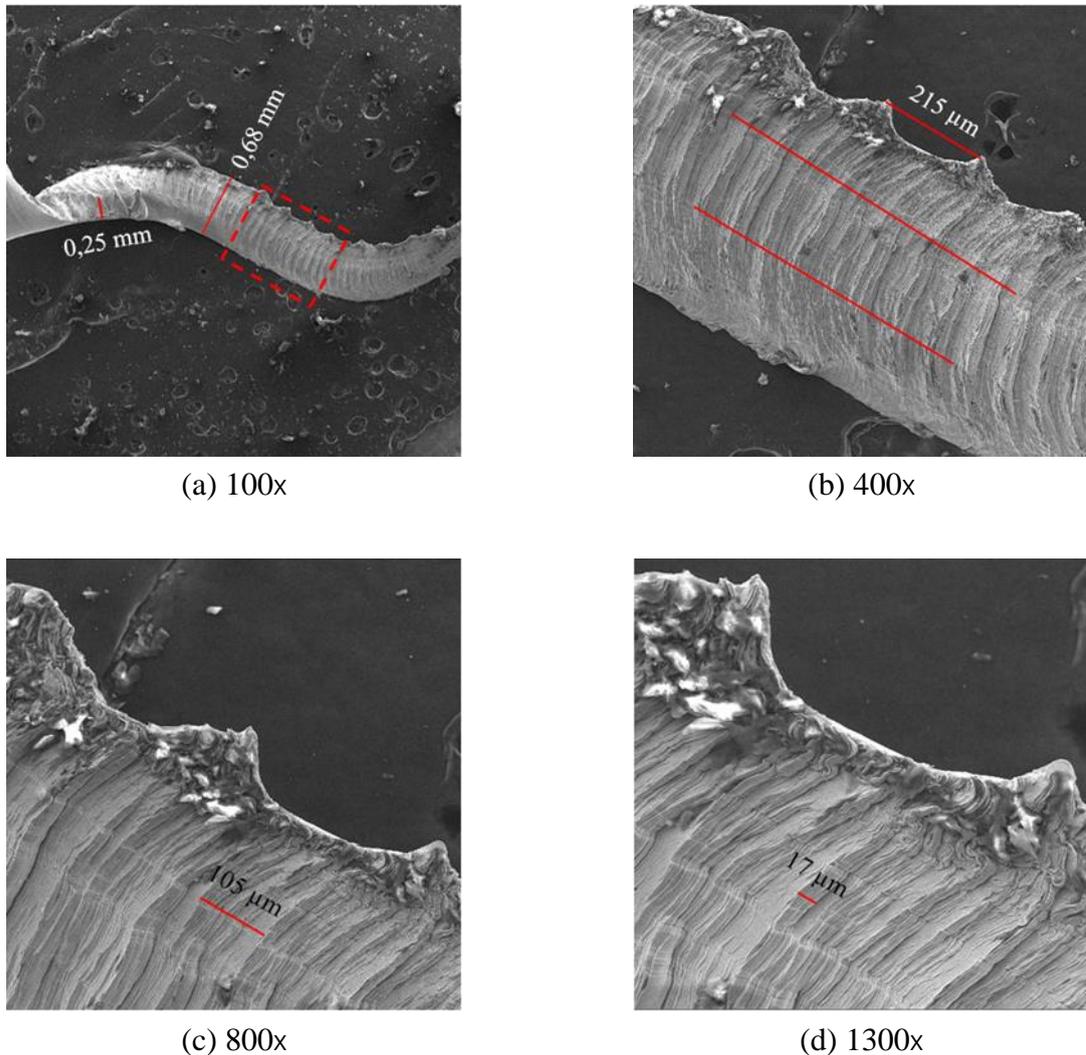


Figura 4.27 – DX 2205: cavaco do passe 11 analisado no MEV com diferentes ampliações.

Na Figura 4.27c tem-se a ampliação da imagem destacando um tipo de “escada” entre planos de material recalcado com distâncias diversas. Entre dois degraus foi medido a distância cerca de 105 μm . A Figura 4.27d mostra uma das menores distâncias ($\cong 17 \mu\text{m}$) entre as camadas de material, constatando três formações de planos. Na borda direita verificam-se estruturas disformes e aleatórias. Zhang e Guo (2009) citam que a baixa condutividade térmica da peça e o encruamento produzido fazem com que o calor gerado não seja evacuado rapidamente pelo material. No caso, a alta deformação localizada na zona de cisalhamento primário se dirigiu para a extremidade serrilhada do cavaco, o que resultou na presença de lamelas de cisalhamento não uniformes nessa área. Corroborando com as micrografias do DX 2205, tem-se uma maior

deformação no cavaco em relação ao LDX 2101. Podem estar atreladas aos parâmetros de corte do passe 11 os maiores teores de Cr, Ni e Mo, ou a combinação de todas essas variáveis na mecânica do corte que recai nas temperaturas envolvidas, nos esforços de corte, no comportamento à fratura, e nos estados de tensão e deformação.

4.5.4 Análise no SDX 2507

Seguindo a mesma metodologia, os cavacos do passe 2 ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,2$ mm/dente, $a_p = 0,4$ mm) e passe 12 ($v_c = 110$ m/min, $f_z = 0,125$ mm/dente, $a_p = 0,6$ mm) do SDX 2507 foram analisados. O cavaco do passe 2 (Figura 4.28a) apresenta picos pouco salientes, vales regulares com regiões deformadas abaixo deles. Constata-se a ferrita (Fe- α) em tom azul claro/bege e a austenita (Fe- γ) na cor branca.

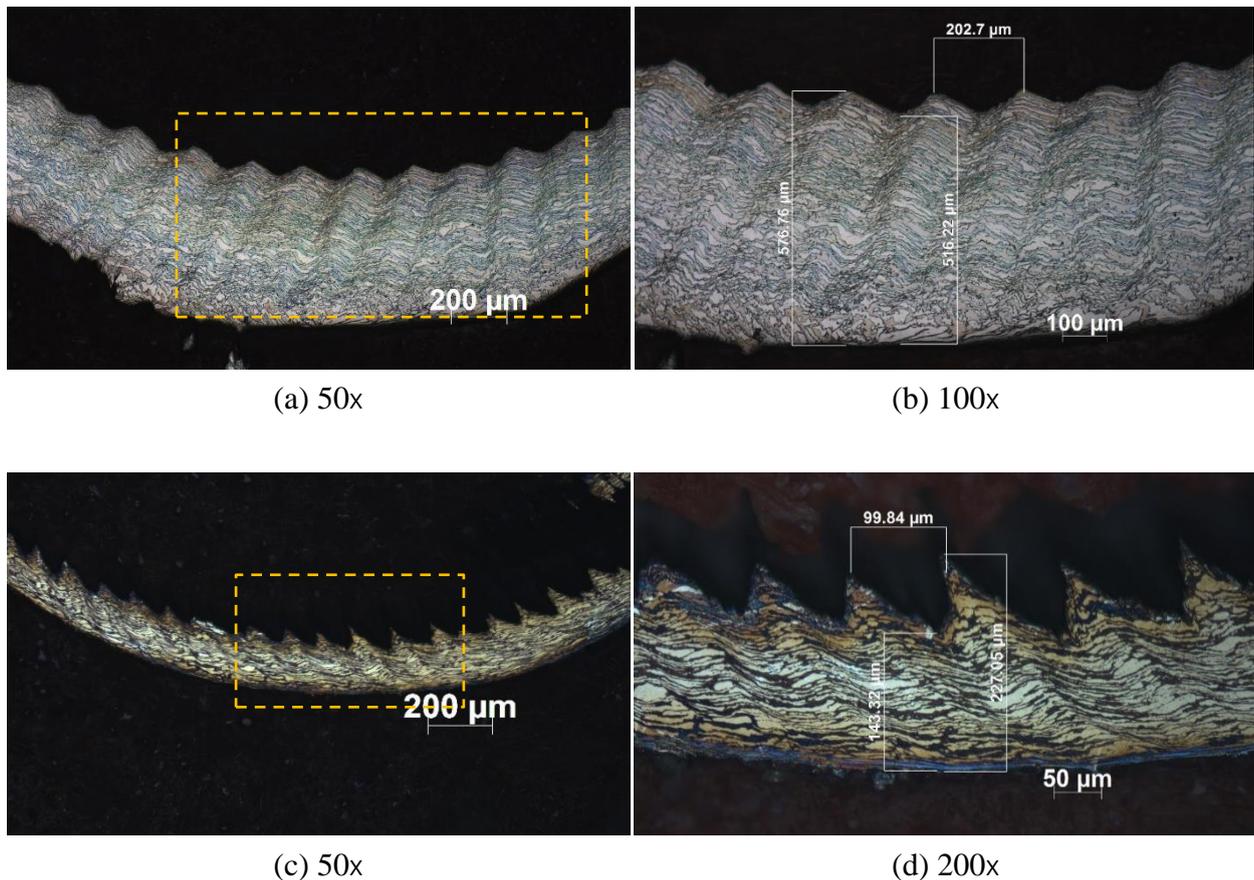


Figura 4.28 – SDX 2507: cavacos dos passes 2 (a, b) e 12 (c, d) com diferentes ampliações.

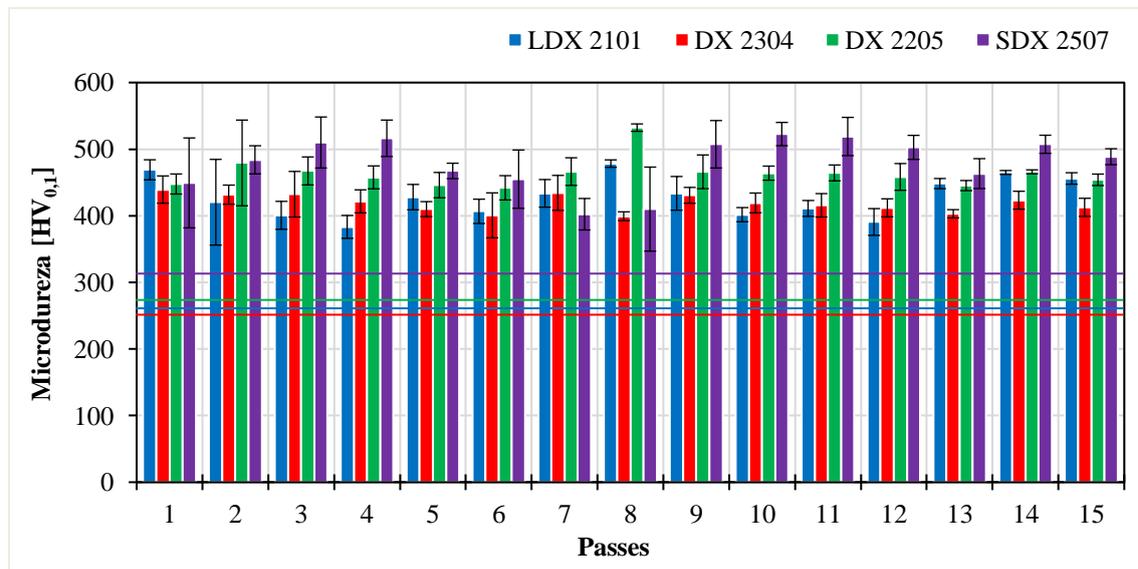
Observa-se na Figura 4.28b um cavaco mais espesso em relação aos outros DSS; a medição da distância da borda ao vale foi cerca de 516 μm , da borda ao pico 576 μm , e $H = 1,11$. A distância entre dois picos é de aproximadamente 203 μm , valor praticamente igual ao f_z do passe (200 μm).

Conforme ocorreu nos outros DSS, a deformação é evidenciada abaixo dos vales; no caso, a austenita reduziu o seu tamanho, o que pode ser resultado de uma deformação ou transformação em outra microestrutura devido ao processamento mecânico imposto pelo corte. O cavaco do passe 12 (Figura 4.28c) apresenta menor espessura que o anterior (menor f_z), com picos e vales distribuídos regularmente. Na ampliação da imagem (Figura 4.28d) visualiza-se com maior ênfase o efeito de “onda” provocado pela deformação que sobe ao centro do pico e desce no fundo do vale. A distância entre picos ($\cong 100 \mu\text{m}$) é similar ao f_z do passe (125 μm). A altura da borda ao pico foi cerca de 227 μm , da borda ao vale 143 μm , e grau de serrilhado $H = 1,59$. As cores da microestrutura indicam Fe- α em tom branco/amarelo intercalada por Fe- γ em azul escuro/marrom.

Não foi possível analisar no MEV os cavacos do SDX 2507 devido à falta de recursos.

4.5.5 Verificação do endurecimento por deformação do cavaco

A Figura 4.29 ilustra graficamente os resultados obtidos para os cavacos gerados pelo fresamento de todos os materiais. Os valores de microdureza dos cavacos são apresentados no **Apêndice F**. As linhas indicam a microdureza média das chapas (Tabela 4.1).



Passe	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c	80	80	80	95	110	95	110	80	95	95	95	110	110	95	95
f_z	0,125	0,2	0,125	0,05	0,05	0,05	0,125	0,05	0,125	0,2	0,2	0,125	0,2	0,125	0,125
a_p	0,2	0,4	0,6	0,6	0,4	0,2	0,2	0,4	0,4	0,2	0,6	0,6	0,4	0,4	0,4

Figura 4.29 – Microdureza dos cavacos.

Conforme esperado, as microdurezas dos cavacos foram superiores às das chapas para todos os DSS, indicando um endurecimento por deformação (encruamento) proveniente da usinagem. Entre os DSS, os valores diferem. Na figura, nota-se que a microdureza dos cavacos do SDX 2507 tende a ser superior à dos demais DSS. Em sete passes, os valores chegam a ultrapassar 500 HV_{0,1}. Para o DX 2205 a microdureza medida nos passes foi superior a 420 HV_{0,1} com variações. Nos DSS *lean* (DX 2304 e LDX 2101) a variação foi de 360 HV_{0,1} a 480 HV_{0,1} sem apresentar um padrão.

Observa-se no LDX 2101 que os maiores encruamentos foram observados nos passes 1, 8, 14 e 15. O maior percentual foi de 75% no passe 8 (médio a_p , baixos v_c e f_z) e os menores foram 40% no passe 4 (alto a_p , média v_c e baixo f_z) e 43% no passe 12 (médio f_z , altos v_c e a_p). Os parâmetros de corte tiveram influência na microdureza para esse material com maiores e menores contribuições. Além disso, um maior teor de Mn pode contribuir para a austenita metaestável em temperatura ambiente e que, durante o corte, ela transforma-se em martensita estável, o que promove o endurecimento do material na zona de corte [Klocke, 2011]. Dentre todos os DSS analisados, esse é o que tem maior teor (4,5%), o que pode ter contribuído com o encruamento.

Para os cavacos do DX 2304, o maior percentual de encruamento foi de 68% no passe 1 (a_p e v_c baixos, f_z médio) e o menor foi 52% no passe 8 (a_p médio, v_c médio e f_z baixo). Dentre os DSS analisados, é o que apresenta a maior condutividade térmica, o que pode ter contribuído para menor variação percentual de encruamentos em relação ao LDX 2101. Em cavacos do torneamento analisados por Stâhl (2012), a microdureza foi medida em diferentes zonas, com os valores medidos em uma área de 0,15 mm², o que não foi possível fazer no presente estudo.

No DX 2205, o maior percentual de encruamento (89%) foi registrado no passe 8, análogo ao LDX 2101. Uma hipótese é que a combinação de baixa velocidade de corte com baixo avanço por dente pode ter gerado uma menor quantidade de calor, o que pode ter afetado a microdureza e aumentado o encruamento. Em contrapartida, o menor foi 57% no passe 6 (alto f_z , médio a_p e baixo v_c), o que não foi tão expressivo. Esse material possui o maior limite de escoamento, o que pode ter contribuído para o maior encruamento percentual entre o DSS.

No SDX 2507 a microdureza dos cavacos foi maior que a dos demais DSS. No entanto, o percentual de encruamento não. Os maiores percentuais foram registrados nos passes 3, 4, 9, 10 e 11 (cerca de 65% em média) e os menores nos passes 7 e 8 (aproximadamente (30% em média). Provavelmente essas diferenças ocorreram devido ao material ser menos suscetível a deformação imposta pelo processo de corte.

4.5.6 Comentários

A análise dos cavacos foi uma tarefa difícil por diversos fatores:

- Os cavacos gerados no fresamento frontal apresentaram variações no mesmo passe, ou seja, não eram todos iguais e uniformes. No MEV, foi possível analisar somente uma amostra de cada.
- Colocava-se o cavaco e uma fita no “copo” da embutidora disponível. Ao acrescentar a baquelite, não era possível visualizar se os cavacos ficavam na forma como haviam sido deixados, ou se a fita deslocava em função da temperatura elevada necessária para o embutimento.
- No lixamento dos cavacos, aqueles de menor seção de corte (menor área de contato) eram removidos da amostra embutida.
- O reagente *Behara* modificado oxidava em pouco tempo e perdia seu efeito de ataque em 2 min. Pouco tempo de ataque não revelava as microestruturas, e com mais tempo de ataque ele “queimava a amostra”; logo, era necessário atacar a superfície, limpá-la e olhar no microscópio para ver a qualidade da imagem em 2 min.
- O pessoal do Laboratório de Materiais da UPF não havia ainda trabalhado com cavacos, o que prejudicou o registro das imagens. As metalografias apresentadas foram as mais nítidas obtidas.
- A literatura em relação ao tema é bastante limitada para fresamento. Ademais, a geometria do cavaco é bastante “aleatória” devido aos fatores intrínsecos ao seu mecanismo de formação.

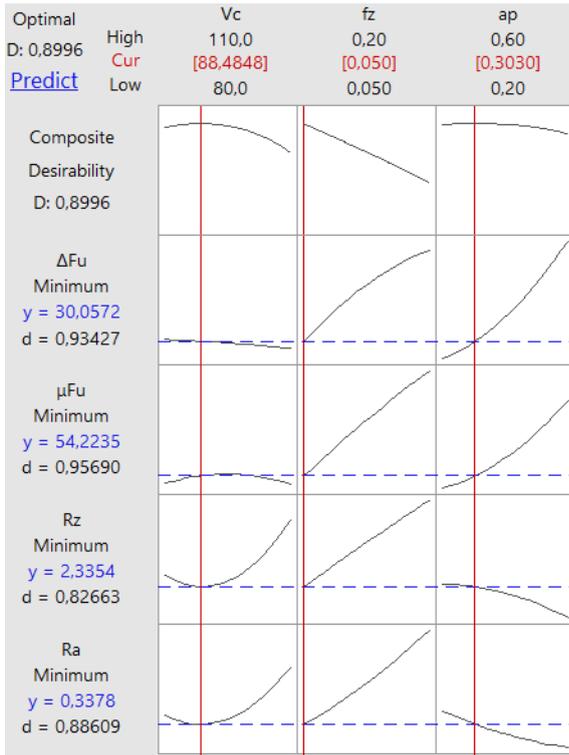
Assim, manipular cavacos é desafiador devido à quantidade de variáveis e fatores de erro que podem ter atuado individualmente ou combinados, visto que a deformação do cavaco durante o fresamento depende de muitos fatores intrínsecos ao processo.

4.6 Análise Estatística e Otimização

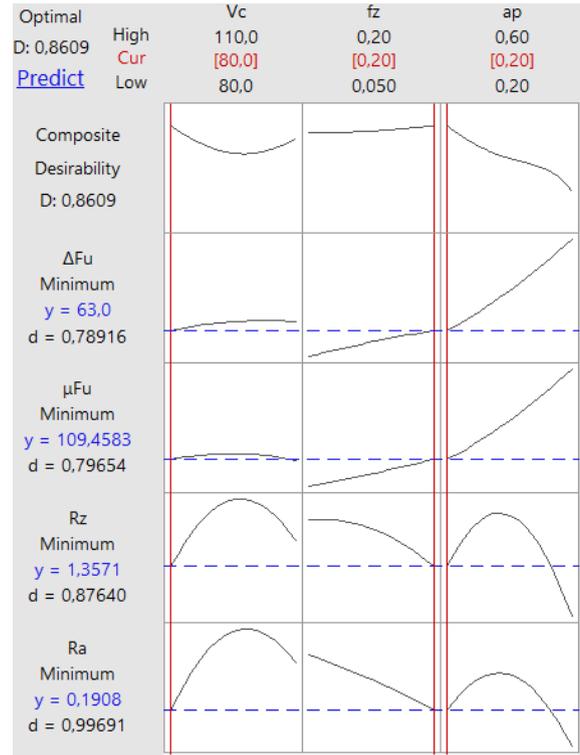
A análise estatística contribuiu para verificar a influência, significativa ou não, dos fatores de entrada sobre as variáveis de resposta (força e rugosidade). A ANOVA para a força foi apresentada na **Subseção 4.2.1** e para a rugosidade na **Subseção 4.3**.

4.6.1 Otimização multivariada

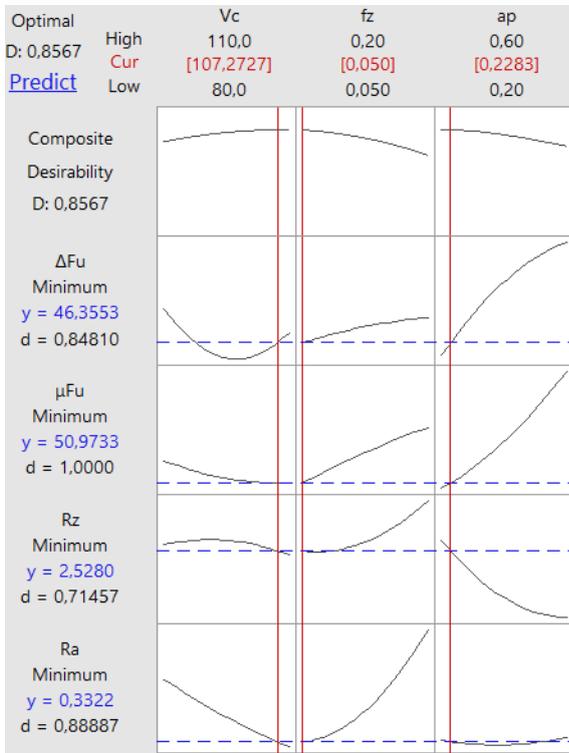
Após a análise das variáveis de saída (μF_U , ΔF_U , R_a e R_z) medidas nos 15 passes iniciais para o experimento com cada DSS, uma otimização multivariada foi realizada para estimar os parâmetros “ótimos” dentro do intervalo de parâmetros estabelecidos para este trabalho (ver Tabela 3.5) e minimizar simultaneamente as quatro variáveis de resposta. A Figura 4.30 mostra os valores otimizados com base na função multiobjetivo e a Tabela 4.5 os resultados da otimização.



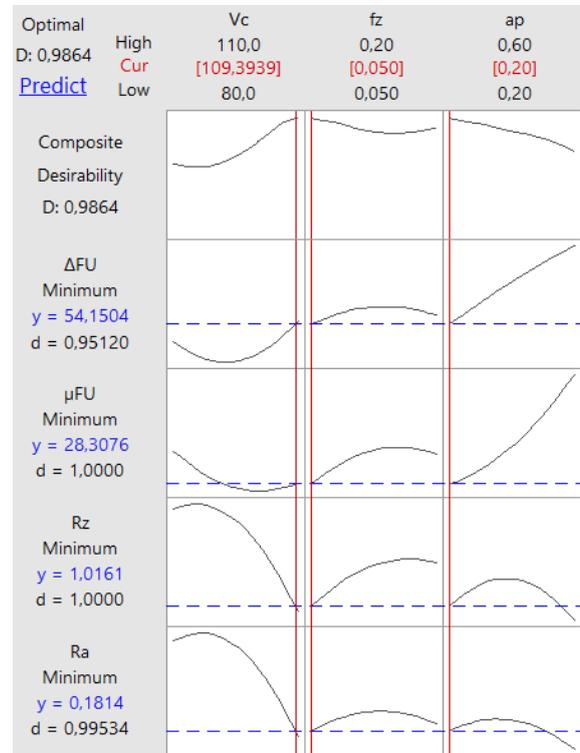
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4.30 – Otimização multivariada: (a) LDX 2101; (b) DX 2304; (c) DX 2205; (d) SDX 2507.

Tabela 4.5 – Resultados da otimização multivariada.

DSS	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	μF_U [N]	ΔF_U [N]	R_a [μm]	R_z [μm]
LDX 2101	88,5	0,05	0,30	54,22	30,05	0,33	2,33
DX 2304	80,0	0,20	0,20	109,45	63,00	0,19	1,35
DX 2205	107,3	0,05	0,22	50,97	46,35	0,33	2,52
SDX 2507	109,4	0,05	0,20	28,30	54,15	0,18	1,01

Com auxílio do *software* Minitab® 2017, a função “desejabilidade” individual (d) foi calculada para cada resposta. Assim, quanto mais perto a resposta está do alvo, mais d se aproxima de 1 (um). O arranjo dos fatores considerou a resposta do tipo menor-é-melhor. Através de um algoritmo, gerou-se a melhor combinação dos fatores controláveis (X) sobre cada resposta (Y). Enquanto d avalia uma resposta única, a função “desejabilidade” composta (D) avalia um conjunto global de respostas [Montgomery, 2004].

4.6.2 Ensaios de validação do modelo multiobjetivo

De modo a verificar a eficácia do modelo estimação, foram realizados mais três passes com os parâmetros ótimos em cada DSS, com exceção do SDX 2507 no qual foi realizado apenas um passe devido à dificuldade de usinagem sem a substituição das arestas de corte. Para minimizar a influência de um possível desgaste no inserto, nos demais DSS utilizaram-se pares de arestas novas para cada conjunto de três passes. Como resultado da otimização, alguns parâmetros sugeridos apresentaram valores intermediários aos usados anteriormente. Para uniformizar os ensaios de otimização, utilizaram-se os níveis baixos de v_c e a_p na usinagem do LDX 2101, alto v_c e baixo a_p no DX 2205, e alto v_c para o SDX 2507.

A Tabela 4.6 apresenta os valores previstos, medidos, e a diferença percentual entre ambos considerando a média dos três valores medidos. Em 13 dos 16 valores, os valores medidos foram superiores aos previstos com distintos percentuais de variação. Apenas em 3 casos, os valores medidos foram inferiores aos previstos (R_a e R_z do DX 2205, ΔF_U do SDX 2507). Por tratar-se de algo experimental, é comum a ocorrência dessas diferenças. Alguns percentuais são muito superiores ao encontrado em trabalhos da literatura em que é desenvolvido a modelagem matemática para predição das variáveis. Nesses casos há erros de até 20%. Ressalta-se o uso da ferramenta matemática pronta em que não se tem controle sobre a função “desejabilidade” composta (D), além da tentativa de minimizar quatro variáveis simultaneamente. Apenas sabe-se que, quanto mais próximo de 1, melhor é a otimização multiobjetivo (Minitab 2017).

Tabela 4.6 – Variáveis medidas e previstas após os passes de validação do modelo.

Material	Passe	v_c [m/min]	f_z [mm/dent e]	a_p [mm]	R_a [μm]	R_z [μm]	μF_U [N]	ΔF_U [N]
LDX 2101	16	80	0,05	0,2	0,36	2,51	60,71	$\pm 53,61$
	17				0,58	3,94	63,82	$\pm 47,09$
	18				0,36	2,42	57,82	$\pm 60,63$
	Média				0,433	2,956	60,78	$\pm 54,77$
	Previsto	0,337	2,335	54,22	$\pm 30,05$			
	Diferença	$\uparrow 28,48\%$	$\uparrow 26,59\%$	$\uparrow 12,1\%$	$\uparrow 82,26\%$			
DX 2304	16	80	0,2	0,2	0,43	2,56	112,13	$\pm 66,49$
	17				0,32	2,10	114,61	$\pm 76,14$
	18				0,29	1,89	130,73	$\pm 87,32$
	Média				0,346	2,182	119,15	$\pm 76,65$
	Previsto	0,190	1,357	109,45	$\pm 63,00$			
	Diferença	$\uparrow 82,1\%$	$\uparrow 60,79$	$\uparrow 8,86\%$	$\uparrow 21,66\%$			
DX 2205	16	110	0,05	0,2	0,29	2,09	66,49	$\pm 78,66$
	17				0,28	1,95	52,38	$\pm 65,62$
	18				0,29	2,12	62,45	$\pm 40,43$
	Média				0,286	2,053	60,44	$\pm 61,57$
	Previsto	0,332	2,528	50,97	$\pm 46,35$			
	Diferença	$\downarrow 13,85\%$	$\downarrow 18,78\%$	$\uparrow 18,57\%$	$\uparrow 32,83\%$			
SDX 2507	16	110	0,05	0,2	0,210	1,600	66,54	$\pm 40,86$
	Previsto				0,181	1,016	28,30	$\pm 54,15$
	Diferença				$\uparrow 16,02\%$	$\uparrow 57,48\%$	$\uparrow 235,1\%$	$\downarrow 24,54\%$

Na teoria, a otimização apresentaria os menores valores no experimento para as variáveis em análise, o que aconteceu em quatro dos 16 valores analisados (25%). As parcelas estática e dinâmica das forças ativa e passiva não integraram os cálculos da otimização, porém contribuem para a compreensão dos resultados obtidos, uma vez que detalham os valores de força computados.

Uma análise dos passes de validação em relação às forças ativas passivas e as frequências de alta e baixa intensidade permite ter um panorama dos resultados obtidos (Figura 4.31). O sinal da aproximação A_4 (baixa frequência) é similar ao da força de usinagem (F_U). A força ativa é a resultante das componentes F_x e F_y , enquanto a força passiva é a componente F_z . O detalhamento D_I corresponde às altas frequências de baixa amplitude apresentadas na DWT. Há diferenças de composição química entre os diferentes DSS e também a interferência dos parâmetros de corte em cada material, o que pode ter contribuído com os resultados.

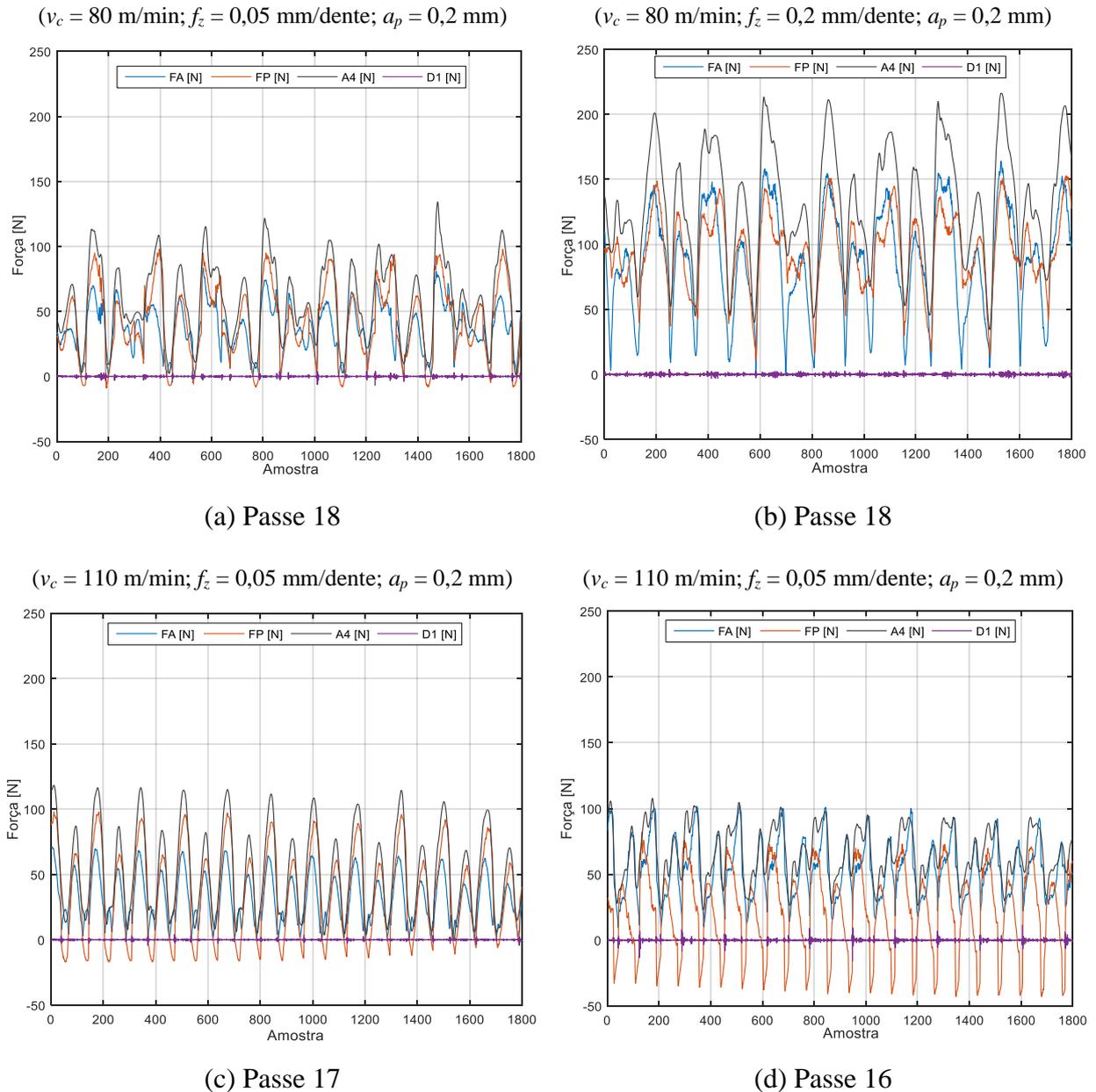


Figura 4.31 – Forças ativas e passivas, aproximação e detalhamento da força de usinagem nos passes de validação no: (a) LDX 2101; (b) DX 2304; (c) DX 2205; (d) SDX 2507.

No LDX 2101, os valores variaram periodicamente nos pontos analisados, ficando abaixo dos 130 N (Figura 4.31a). Nos passes de validação para os LDSS, os parâmetros de corte foram os mesmos, com exceção de f_z que foi alto no DX 2304 (Figura 4.31b), o que pode ter aumentado as forças (inferiores a 160 N) e a frequência de maior amplitude (inferior a 220 N). Para o DX 2205 (Figura 4.31c) e o SDX 2507 (Figura 4.31d), os parâmetros da otimização estipulados pelo *software* foram os mesmos. No DX 2205, a aproximação (A_4) foi inferior a 120 N, as forças ficaram

abaixo dos 100 N com a força passiva (F_p) superando a ativa (F_a). O detalhamento foi similar entre todos os materiais, o que denota um corte estável sem vibração autoexcitada. No SDX 2507, as amplitudes de F_a e A_4 são similares, estando abaixo dos 110 N. A F_p se sobressaiu com valor de aproximadamente 120 N.

Conforme abordado, acredita-se que cada DSS possui uma faixa de valores ótimos, o que contribuiu com os resultados. Uma menor seção de corte (f_z e a_p baixos), combinada com a alta v_c , apresentaram valores próximos para o DX 2205 e o SDX 2507. No LDX 2101, todos os parâmetros de otimização foram baixos, as força e vibrações foram similares ao DX 2205 e SDX 2507, exceto pela F_p , em que a baixa v_c pode ter contribuído com os menores valores. Para o DX 2304, acredita-se que o f_z alto definido pelo modelo contribuiu para o incremento das forças e vibrações de baixa frequência e grande amplitude.

4.6.3 Parâmetros estatísticos da rugosidade

As Curvas de Abbott-Firestone (AFC) e Função Distribuição de Amplitudes (ADF) fornecem um panorama dos valores no comprimento de avaliação (l_m) do perfil de rugosidade. Quanto mais horizontal for a AFC, menores e mais uniformes são os valores medidos de picos e vales. A ADF desejável apresenta simetria em relação a zero, com pequena dispersão na horizontal. Os passes selecionados foram aqueles que apresentaram os maiores valores médios de R_z no DSS analisado com o intuito de compará-los com os passes de validação, demonstrando as diferenças no referido DSS e entre eles. A Figura 4.32 apresenta a análise nas superfícies usinadas do LDX 2101, a Figura 4.33a investigação nas amostras do DX 2304, a Figura 4.34 nas do DX 2205 e a Figura 4.35 no SDX 2507.

Para o LDX 2101 (Figura 4.32a), o passe 2 ($R_a = 0,67 \mu\text{m}$ e $R_z = 4,03 \mu\text{m}$) apresentou o segundo maior valor de R_a e o maior valor de R_z entre os 15 passes. Trata-se de uma seção de corte média (alto f_z e médio a_p) combinado com a baixa v_c . Para AFC, os valores variam de $\pm 2,0 \mu\text{m}$. A ADF denota uma simetria com cerca de metade dos valores variando de $\pm 0,5 \mu\text{m}$. O passe de validação 18 ($R_a = 0,36 \mu\text{m}$ e $R_z = 2,42 \mu\text{m}$) é o terceiro dos passes com os parâmetros “ótimos”, seção de corte mínima (a_p e f_z baixos), combinado com a baixa v_c (Figura 4.32b). Os valores do passe 18 variaram de $\pm 1,0 \mu\text{m}$ com aproximadamente 80%, valores ficando entre $\pm 0,5 \mu\text{m}$ confirmados na ADF com menor achatamento (curtose) e na AFC com menor declividade (linha tracejada sobreposta).

No DX 2304 (Figura 4.33a) o passe 9 ($R_a = 0,46 \mu\text{m}$ e $R_z = 2,40 \mu\text{m}$) apresentou os maiores valores de rugosidade dentre os passes iniciais, com todos os parâmetros de corte no nível médio.

Para AFC, os valores variam de $\pm 1,5 \mu\text{m}$, em que cerca de 60% situam-se entre $\pm 0,5 \mu\text{m}$. A ADF é mais achatada quando comparada com a do passe de validação 18 ($R_a = 0,29 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,89 \mu\text{m}$) no qual v_c e a_p são baixos e f_z é alto (Figura 4.33b). A AFC do passe 18 tem a quase totalidade dos valores entre $\pm 0,5 \mu\text{m}$, resultando em picos e vales menores simetricamente distribuídos.

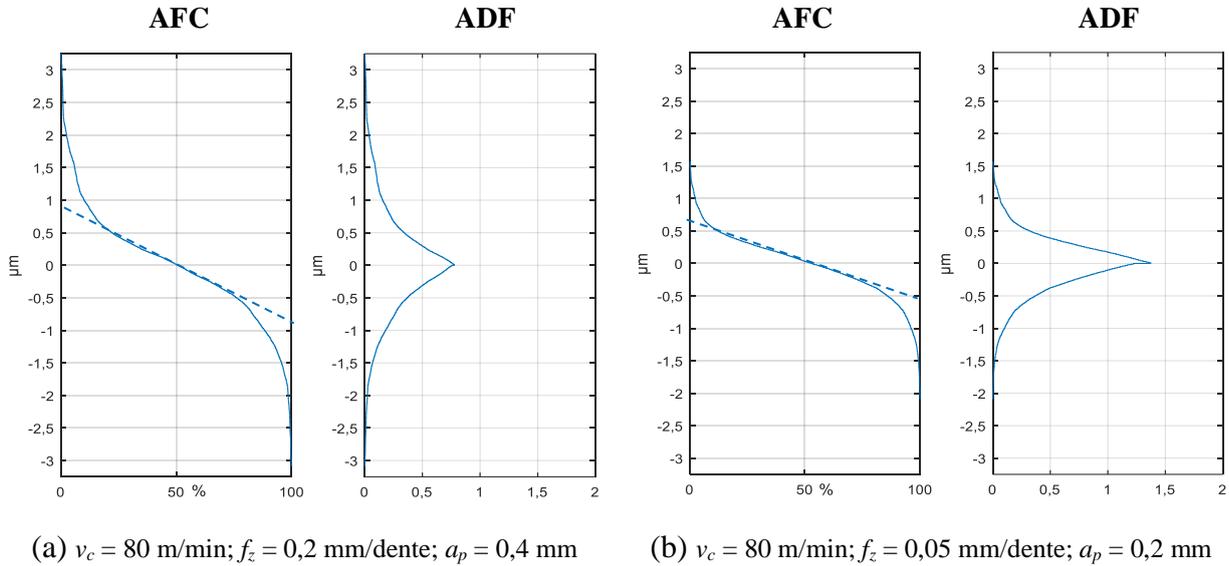


Figura 4.32 – Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o LDX 2101: (a) Passe 2; (b) Passe 18

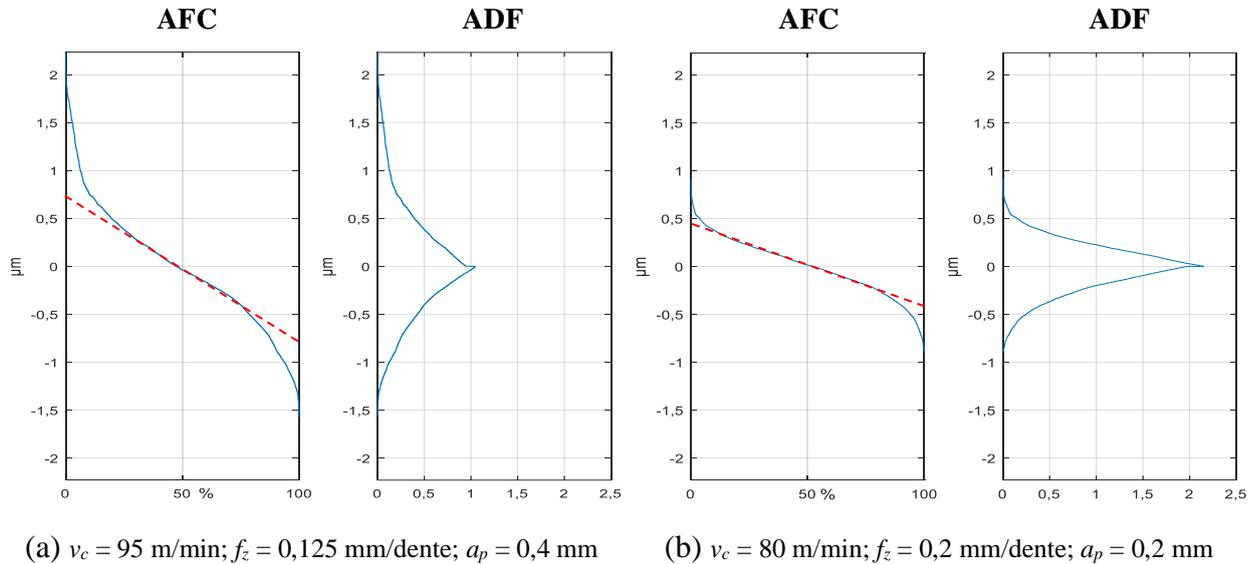


Figura 4.33 – Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o DX 2304: (a) Passe 9; (b) Passe 18.

As maiores rugosidades no DX 2205 foram medidas no passe 11 ($R_a = 0,75 \mu\text{m}$ e $R_z = 3,90 \mu\text{m}$) com máxima seção de corte (a_p e f_z altos) e v_c média (Figura 4.34a). A AFC concentra a maior parte dos valores entre $\pm 1,5 \mu\text{m}$, enquanto a ADF apresentou comportamento assimétrico (distribuição irregular de picos e vales) e grande achatamento (alta dispersão dos valores). O passe de validação 17 gerou as menores rugosidades ($R_a = 0,28 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,95 \mu\text{m}$) no DX 2205, na combinação de mínima seção de corte (a_p e f_z baixos) e alta v_c (Figura 4.34b). A AFC mostra valores variando entre $\pm 1,0 \mu\text{m}$ com 80% deles compreendidos entre $\pm 0,5 \mu\text{m}$ e declividade similar ao do LDX 2101 (linha tracejada), enquanto a ADF exhibe simetria e curtose bem superiores em comparação às do passe 11.

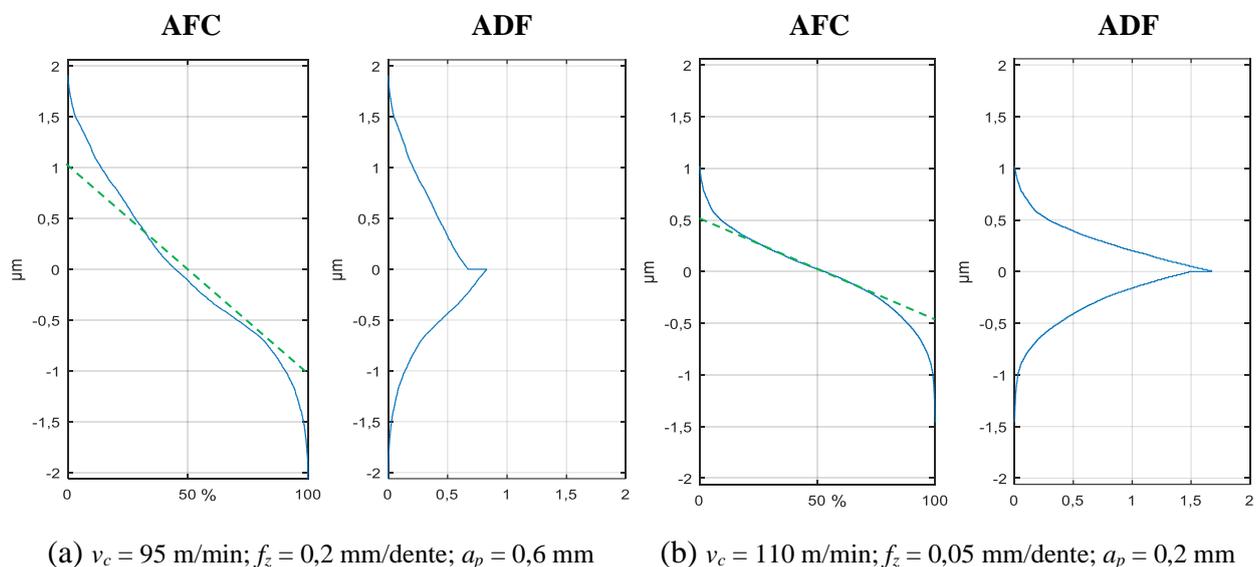


Figura 4.34 – Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o DX 2205:
(a) Passe 11; (b) Passe 17

No SDX 2507, as maiores rugosidades foram medidas no passe 14 ($R_a = 0,48 \mu\text{m}$ e $R_z = 3,15 \mu\text{m}$) com parâmetros de cortes médios (Figura 4.35a). A AFC concentra a maior parte dos valores entre $\pm 1,5 \mu\text{m}$, enquanto a APD apresentou relativa assimetria. O passe de validação 16 ($R_a = 0,28 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,95 \mu\text{m}$) combinou mínima seção de corte (a_p e f_z baixos) e alta v_c (Figura 4.35b). A AFC indica valores variando $\pm 0,5 \mu\text{m}$ quase que na sua totalidade, além de baixa declividade (linha tracejada), e a ADF apresenta alta simetria e elevada curtose.

O perfil estatístico da rugosidade obtida nos passes de validação, representado pelas curvas AFC e ADF, indica que, dentre os quatro materiais, o SDX 2507 apresentou os melhores resultados (menor declividade, menor assimetria e maior curtose), seguido pelo DX 2304, DX 2205 e LDX 2101. Talvez, a combinação dos parâmetros de corte específicos da otimização com os

elementos de cada liga foi benéfica para a usinagem. Mesmo sem prever, o Minitab convergiu para escolha de parâmetros distintos que foram específicos para cada classe. Devido à restrição de materiais, não foi possível realizar nova experimentação variando os parâmetros de otimização.

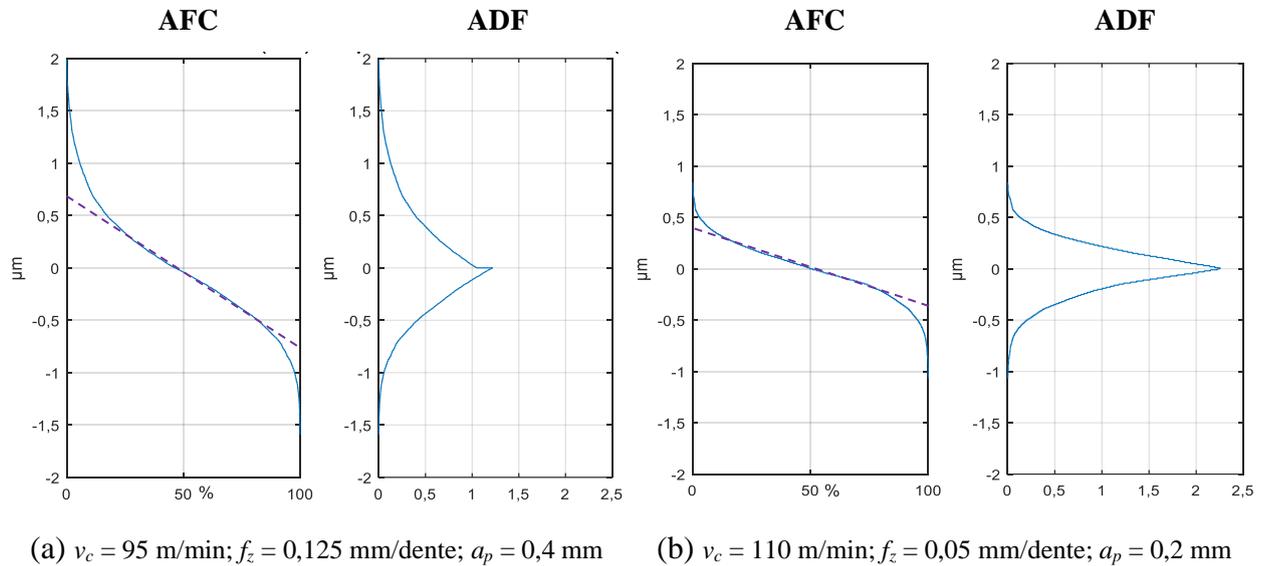


Figura 4.35 – Curva de Abbott-Firestone e Função Distribuição de Amplitudes para o SDX 2507: (a) Passe 14; (b) Passe 16.

4.6.4 Interferometria

A análise tridimensional da superfície foi realizada nos passes com maior rugosidade R_z e de otimização, para todos os DSS (Figura 4.36). O mapeamento foi realizado em uma área de 4 mm^2 . A escala de cores representa o perfil da superfície que varia entre $\pm 2,5 \text{ }\mu\text{m}$. Na topografia, o vermelho ($+2,5 \text{ }\mu\text{m}$) representa a altura dos picos, enquanto o azul ($-2,5 \text{ }\mu\text{m}$) está relacionado à profundidade dos vales. O parâmetro R_{sk} fornece informações sobre a assimetria da superfície; $R_{sk} > 0$ indica a dominância de picos e $R_{sk} < 0$ mostra a prevalência de vales. No caso da curtose, $R_{ku} > 3$ indica a presença de muitos picos e vales agudos e $R_{ku} < 3$ a de poucos picos e vales largos [Krolczyk *et al.*, 2016b].

No LDX 2101, o passe 2 (Figura 4.36a) apresenta assimetria negativa ($R_{sk} < 0$), o que remete a predominância de vales. No caso, os picos estão distribuídos de forma aleatória. No passe de validação 18 (Figura 4.36b), a distribuição de picos e vales é praticamente simétrica ($R_{sk} \cong 0$), mas com uma concentração de picos no centro da superfície analisada. Para o DX 2304, a assimetria do passe 9 (Figura 4.36c) é negativa, apresentando uma prevalência de vales, e no passe de validação 18 (Figura 4.36d), $R_{sk} > 0$, sobressaindo os picos.

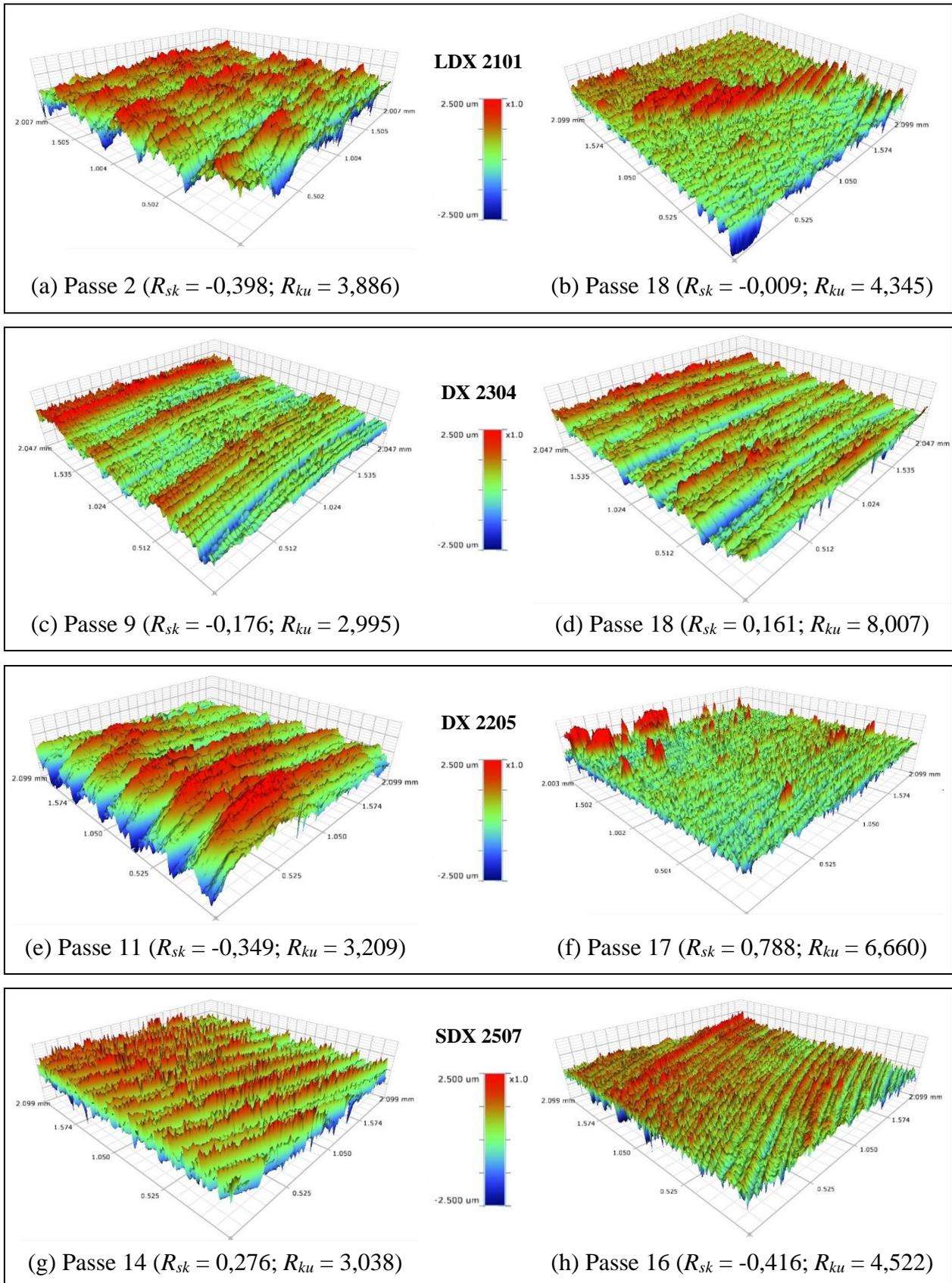


Figura 4.36 – Imagens 3D das superfícies.

No DX 2205, $R_{sk} < 0$ no passe 11 (Figura 4.36e), indicando maior quantidade de vales com concentração de picos em uma faixa central, e positiva no passe de validação 17 (Figura 4.36f), com picos espalhados aleatoriamente na superfície avaliada. Para o SDX 2507, ocorreu o efeito contrário: o passe 14 (Figura 4.36g) apresentou mais picos ($R_{sk} > 0$) e o passe de validação 16 (Figura 4.36h) mais vales ($R_{sk} < 0$); em ambos os casos, os picos e vales encontram-se distribuídos uniformemente em toda a superfície.

O mapa assimetria (R_{sk}) vs. curtose (R_{ku}) é relevante para a análise das amostras em aços inoxidáveis duplex, pois auxilia no diagnóstico de superfícies aplicadas em componentes para a indústria de óleo e gás sujeitos a atrito e desgaste [Von der Ohe, 2012]. A Figura 4.37 mostra o mapa R_{sk} vs. R_{ku} . Cada DSS apresenta uma cor relativa ao campo de valores obtidos pelo passe de maior rugosidade R_z e pelo o passe de validação do modelo de otimização. Em todos os casos, $R_{ku} \geq 3$, ou seja, picos relativamente altos e vales relativamente profundos. Nota-se que as superfícies das amostras dos passes de validação apresentaram maior curtose (R_{ku}), indicando mais picos e mais vales agudos.

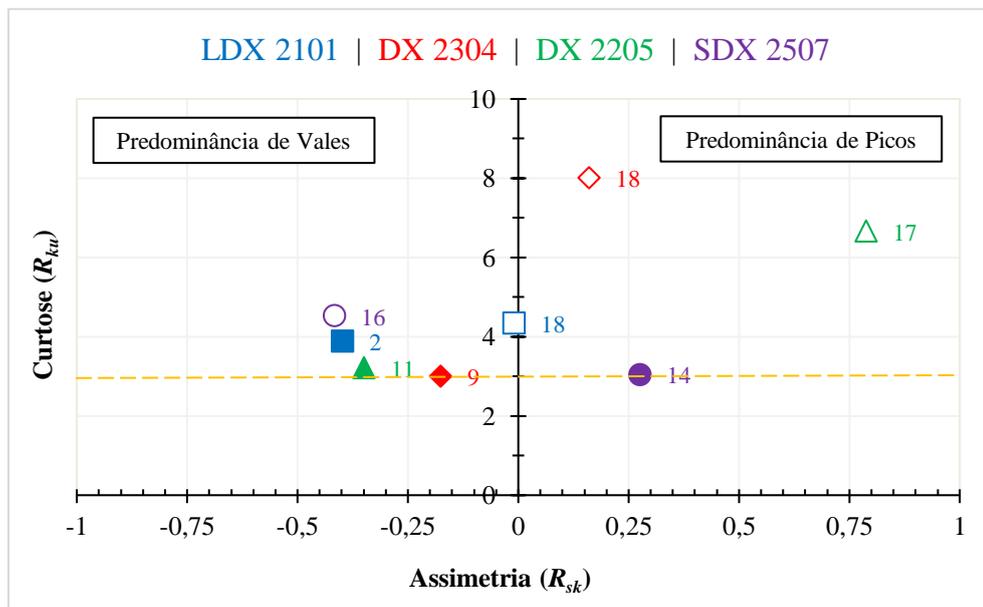


Figura 4.37 – Mapa assimetria vs. curtose em cada passe avaliado

A assimetria negativa ($R_{sk} < 0$) em 5 dos 8 passes confirmou que os vales são predominantes, o que pode prejudicar a resistência a corrosão por conter sítios para acúmulo de agentes corrosivos [Von der Ohe, 2012] e reduzir o desgaste em superfícies que sofrem atrito [Ghosh e Sadeghi, 2015].

Morelo *et al.* (2017) comprovou pelo mapa que os fatores controláveis (v_c , f_z , r_e , pressão de fluido) afetam os valores de curtose. Ademais, concluíram que valores mais positivos de assimetria podem estar relacionados ao alto valor de f_z . Esta mesma abordagem foi utilizada por Krolczyk *et al.* (2016b) para a caracterização de diferentes processos de fabricação por usinagem (torneamento, fresamento, retificação) do Hardox 400, os quais geraram grandes alterações nas propriedades funcionais da superfície. A partir da modelagem dos efeitos dos parâmetros de rugosidade da superfície no seu desgaste, Ghosh e Sadeghi (2015) mostraram que superfícies geradas com assimetria positiva (onde os picos são predominantes) estão mais suscetíveis ao desgaste que uma com uma assimetria negativa.

4.7 Ensaios de Corrosão Acelerada

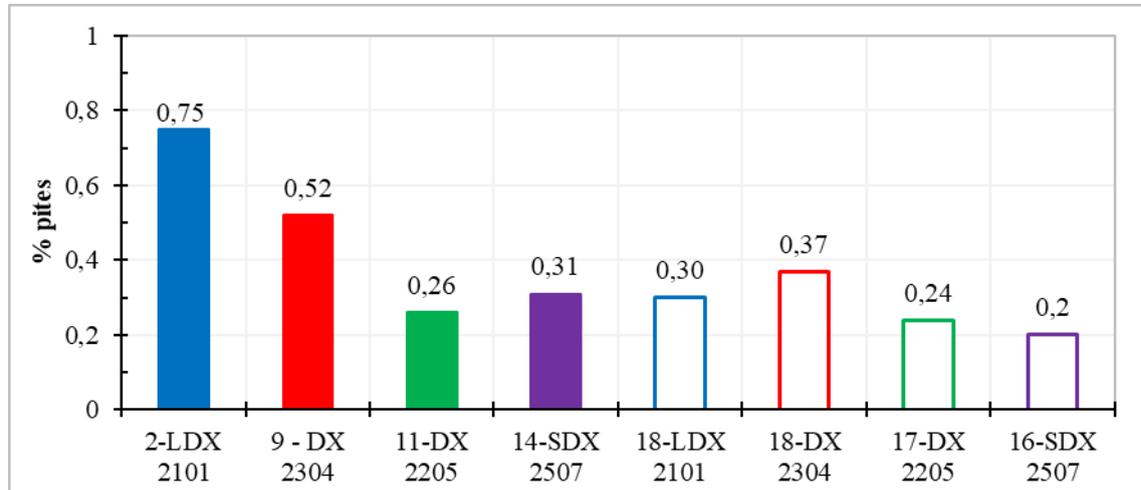
A título de comparação, os ensaios de corrosão acelerada foram realizados nas amostras dos passes analisados nas **Subseções 4.6.5 e 4.6.6**, ou seja, consideraram-se os passes de maior rugosidade e os de validação do modelo de otimização multivariada. Os resultados quantitativos das análises são apresentados no **Apêndice H**.

A resistência à formação de pites é uma das exigências para o uso de aços inoxidáveis duplex. O ensaio previsto na norma ASTM G48 simula condições de corrosão acelerada em meio agressivo contendo íons de cloreto. Os DSS analisados apresentam diferentes composições químicas que influenciam essa resistência. No geral, os pites obtidos foram pequenos e não ultrapassaram 20 μm , com algumas exceções. Na comparação entre os materiais, no LDX 2101 e no DX 2304, os pites são geralmente maiores, enquanto no DX 2205 e no SDX 2507, eles apresentam-se como pequenos orifícios.

4.7.1 Análise estatística

A Figura 4.38 apresenta o percentual de pites formados na área analisada. Em uma primeira análise nos passes com maior rugosidade R_z (passes 2, 9, 11, 14), o LDX 2101 apresentou a maior área corroída, seguido do DX 2304, o que já era esperado devido ao menor PREN dos mesmos. Porém, o DX 2205 com menor PREN “teórico” que o SDX 2507, teve uma menor área corroída pela formação de pites. Talvez, o menor teor de Mo medido no SDX 2507 tenha contribuído para tal resultado. Tal elemento é incorporado no filme passivo, melhorando suas propriedades protetoras, além de influenciar a cinética do processo ativo dentro dos pites, o que pode não ter ocorrido no SDSS analisado [Szkłarska-Smialowska, 2005]. O PREN calculado do DX 2205 (33,9) foi praticamente igual ao do SDX 2507 (33,7) por causa dos teores de cromo e da ausência

de nitrogênio nos valores medidos (limitação da técnica de espectrometria de emissão atômica). Vale a pena citar ainda que a seção de corte maior na usinagem do DX 2205 em comparação a do SDX 2507 não afetou o resultado.



Passes	2	9	11	14	18	18	17	16
v_c	80	95	95	95	80	80	110	110
f_z	0,2	0,125	0,2	0,125	0,05	0,2	0,05	0,05
a_p	0,4	0,4	0,6	0,4	0,2	0,2	0,2	0,2

Figura 4.38 – Área corroída (% de pites) em diferentes DSS.

Nos passes de validação com os parâmetros otimizados para obtenção de mínimas forças e rugosidades (passes 18, 18, 17 e 16), o SDX 2507 apresentou a menor área de pites, seguido pelo DX 2205, o que também era esperado. A menor variação percentual em relação aos passes iniciais ocorreu no DX 2205, ou seja, um comportamento mais regular em relação a resistência à corrosão. Contudo, a relação entre a composição química dos DSS, os parâmetros de corte e a qualidade da superfície parecem estar intrinsicamente ligadas com a resistência à corrosão por pites.

A análise estatística dos parâmetros de corte indicou que os mesmos não foram significativos sobre o percentual de pites formados, no nível de confiança de 95%, com um R^2 superior a 90%. A Figura 4.39 apresenta os efeitos dos fatores principais sobre o percentual de corrosão por pites. O incremento da velocidade de corte melhorou a resistência a corrosão até certo ponto, o que corrobora em parte com Oliveira Jr. *et al.* (2013) e contraria Gravalos *et al.* (2010) que tornaram um SASS com $PREN = 44,6$. O benefício da elevação de v_c tem um valor ótimo que ocorreu com 95 m/min para as condições ensaiadas. Em relação a área de pites, o nível baixo de avanço por dente (f_z) resultou em maior resistência à corrosão. Sabe-se que maiores

profundidades de corte axiais (a_p) afetam a rigidez da peça e da fixação, podem induzir vibrações e alterar o acabamento superficial, o que não se refletiu na área de pites formados que foi inferior para a alta a_p . Acredita-se que tais parâmetros não devam ser analisados isoladamente no fresamento, pois a combinação deles é que influencia os resultados.

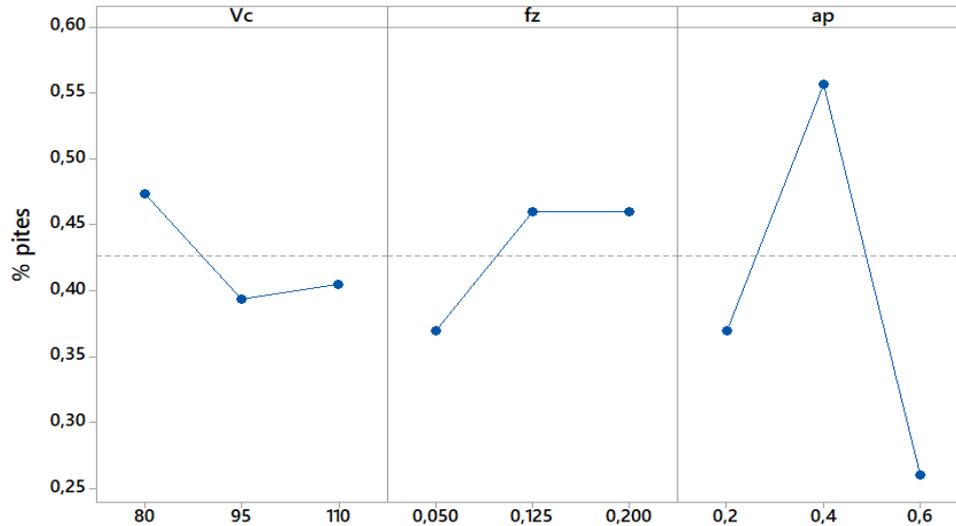


Figura 4.39 – Gráfico dos efeitos principais sobre a área corroída (% de pites).

A Figura 4.40 apresenta os resultados de perda de massa em função da rugosidade média parcial (R_z). Como esperado, a menor perda de massa ocorreu no SDX 2507, seguido do DX 2205, DX 2304 e LDX 2101. Em relação à rugosidade, normalmente os maiores valores de R_z acompanham R_a .

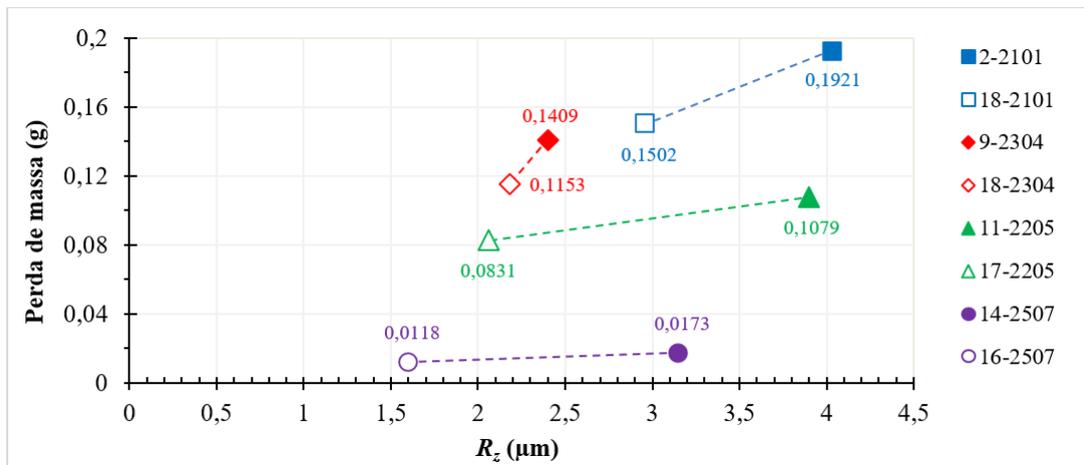


Figura 4.40 – Perda de massa em função de R_z .

Como supracitado, quando a relação R_a/R_z é alta, mais robusto é o perfil de rugosidade, ou seja, menor presença de picos e vales isolados [Petropoulos *et al.*, 2010]. As relações R_a/R_z para os passes de maior R_z situaram-se entre 0,15 e 0,19, enquanto nos passes de validação, os valores ficaram entre 0,13 e 0,15. Assim, os vales altos e picos profundos são isolados, o que foi demonstrado com a análise 3D das superfícies (Figura 4.36). Gravalos *et al.* (2010) concluíram que maiores R_a incrementam a perda de massa, o que foi obtido com o incremento de R_z no presente estudo. No SDX 2507, a perda de massa diminuiu cerca de 32% com a otimização (minimização da rugosidade), e no DX 2205, a perda foi cerca de 23% menor; para o DX 2304 e o LDX 2101 essa hipótese também se confirmou (redução de aproximadamente 18% e 22%, respectivamente).

A literatura indica certa influência da rugosidade na resistência à corrosão por pites, apesar de algumas divergências em superfícies polidas [Lee *et al.*, 2012]. De um modo geral, a maioria dos autores aborda que o aumento da rugosidade piora a resistência à corrosão, porém não especificam uma faixa de valores para o parâmetro [Hassiotis e Petropoulos, 2006; Brahan *et al.*, 2005; Turnbull *et al.*, 2011]. Para o LDX 2101 e o DX 2304, a elevação de R_z formou, respectivamente, 219% e 32% mais pites na superfície. Com valores de rugosidade R_z na faixa de 1,6 μm a 3,9 μm , as superfícies do DX 2205 e do SDX 2507 (maiores PREN) formaram de 20 a 25 pites por mm^2 (Figura 4.41).

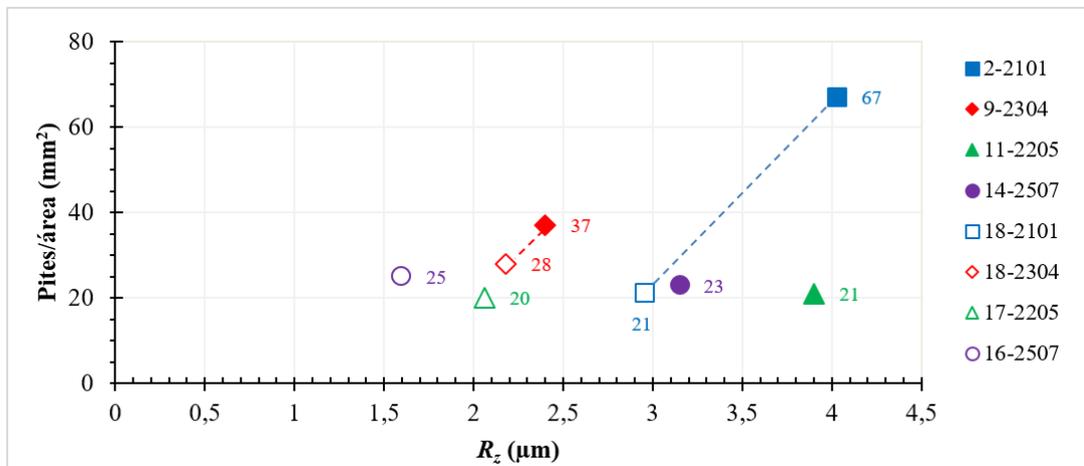


Figura 4.41 – Densidade de pites para diferentes rugosidades R_z .

Fatores lineares ou não lineares no sistema de corte afetam a topografia da superfície e a formação da textura. A medição da rugosidade é um bom indicativo, mas não é suficiente, pois registra a altura dos perfis considerando somente a medição 2D. A interferometria 3D mapeou uma região no centro da amostra usinada. A Figura 4.42 analisou a perda de massa em função dos parâmetros de assimetria (R_{sk}) e curtose (R_{ku}) da superfície 3D. A presença de $R_{sk} < 0$ (predomínio

de vales) em cinco dos oito passes analisados refletiu na maior perda de massa para quatro deles (2- LDX 2101; 18-LDX 2101; 9-DX 2304; 11-DX 2205); a exceção foi o passe 16-SDX 2507. Conforme mencionado, para todos os passes analisados, $R_{ku} \geq 3$, ou seja, muitos picos e vales agudos. Independentemente do DSS, a perda de massa foi maior com $R_{ku} < 4$.

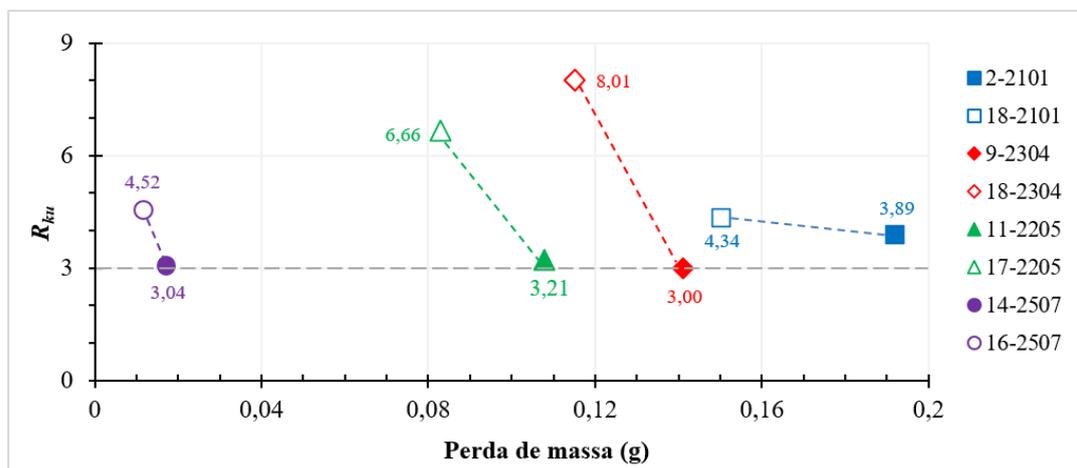


Figura 4.42 – Relação entre a curtose (R_{ku}) e a perda de massa.

Na furação do SDSS 2507, Morelo *et al.* (2017) sugerem que os parâmetros de rugosidade ótimos para minimizar a corrosão devem contemplar a distribuição de alturas gaussianas ($R_{sk} \rightarrow 0$ e $R_{ku} \rightarrow 3$). Não há outros estudos similares de superfícies em relação aos outros DSS.

4.7.2 Análise das superfícies

O procedimento de mapear a superfície através de microscopia eletrônica de varredura (MEV) foi efetuado para cada um dos quatro DSS. Notou-se que a distribuição dos pites não obedeceu a um comportamento padrão, isto é, a distribuição é aleatória. Os formatos dos pites são similares, variando entre formas circulares, esféricas e elípticas. Algumas imagens apresentam-se de formas diferentes devido à técnica utilizada (BSE) nas diferentes composições químicas de cada DSS, e a capacidade de reflexão do material. Mesmo após o ensaio de corrosão, muitas das superfícies mantiveram sua qualidade e brilho. Mediu-se também nas amostras a composição química por EDS para detectar se ocorria a diminuição do teor de cromo ou a presença de carbonetos, pois ambos prejudicam o desempenho da superfície à corrosão [Corrêa, 2019]. Não foi possível determinar em qual das fases iniciou o pite na superfície usinada, pois tal procedimento removeria as marcas da ferramenta. Contudo, os sítios iniciais de pite são controlados principalmente pelo PREN de uma fase mais fraca, que é resultante da diferente composição química entre as duas fases [Kang e Lee, 2013], possivelmente a austenita.

Amostras do LDX 2101

A Figura 4.43 mostra a análise da amostra 2 ($R_a = 0,67 \mu\text{m}$ e $R_z = 4,03 \mu\text{m}$) e a Figura 4.44 da amostra 18 ($R_a = 0,33 \mu\text{m}$ e $R_z = 2,42 \mu\text{m}$). No passe 2 tem-se alto f_z (0,2 mm/dente) e médio a_p (0,4 mm) e o passe 18 os menores níveis (0,05 mm/dente e 0,2 mm), ambos com $v_c = 80 \text{ m/min}$.

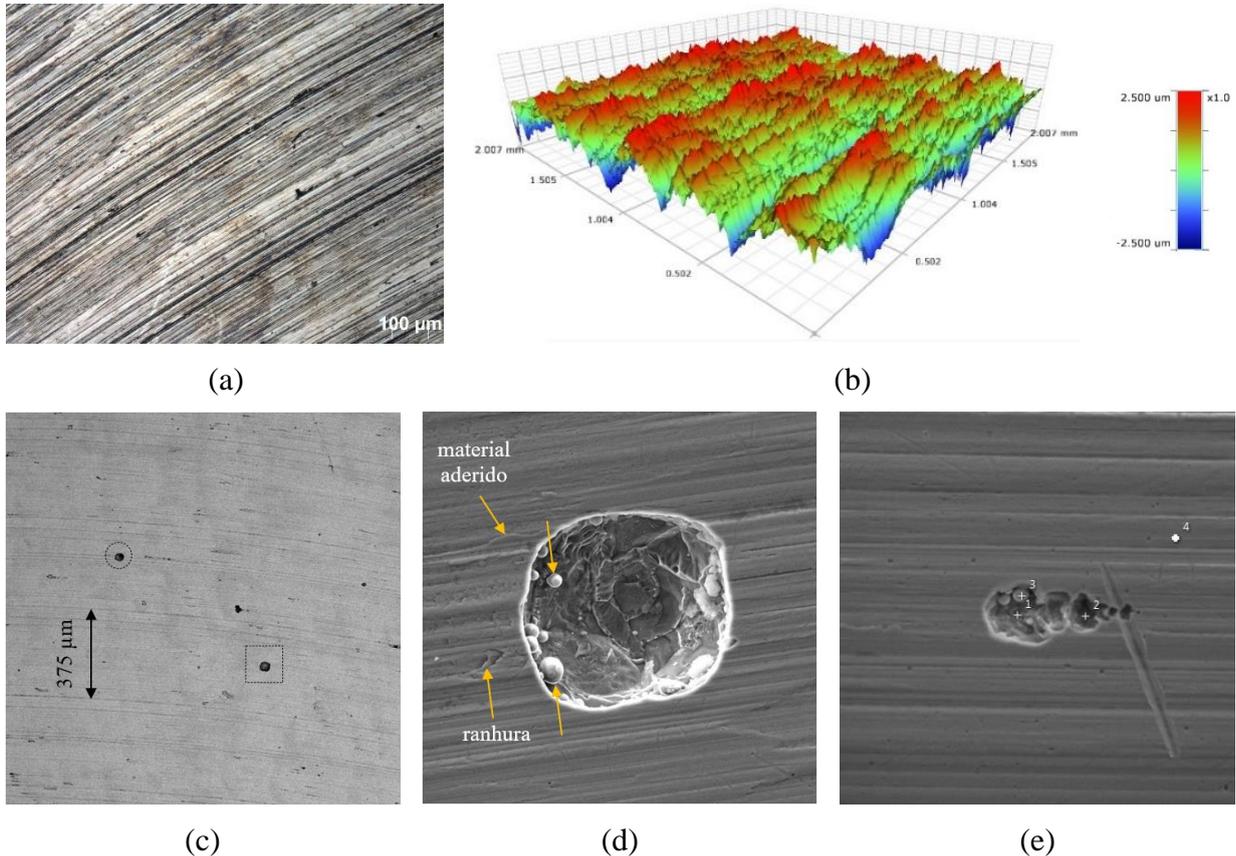


Figura 4.43 – Análise das imagens da superfície da amostra 2-LDX 2101: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 300x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x.

Na amostra 2 (Figura 4.43a e Figura 4.43b) verifica-se a superfície usinada antes do ensaio de corrosão. A topografia é regular, com a cadeias de picos altos e vales profundos, em que vários deles alcançaram $\pm 2,5 \mu\text{m}$. Após o ensaio de corrosão, a superfície apresentou 0,75% de área corroída por pites. Verificam-se alguns pites maiores (região tracejada) formado no sulco deixado pela ferramenta (Figura 4.43c). Outro pite formado entre as marcas de avanço da ferramenta (cerca de $2 \cdot f_z$) foi ampliado (Figura 4.43d), ele tem um formato arredondado com aproximadamente $40 \mu\text{m}$ de comprimento no centro, com esferas no interior que remetem às inclusões (setas). Na textura da superfície, observam-se material aderido e ranhuras. Isto está de acordo com o trabalho de Turnbull *et al.* (2011), que compararam o desempenho de superfícies fresadas e retificadas do

ASS 304 na resistência à corrosão. Os autores reiteram que a formação de pites prevaleceu em defeitos físicos como voltas e sulcos mais profundos. Reiteram que essa é uma característica adicional do acabamento da superfície que nem sempre é bem representada pelos valores de rugosidade. Para tentar identificar a formação dos pites, a Tabela 4.7 apresenta o percentual dos elementos químicos (obtido por EDS) no pite formado em uma ranhura deixada pela ferramenta (Figura 4.43e).

Tabela 4.7 – EDS da amostra 2-LDX 2101 (Figura 4.43e)

Elementos	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Fe
⊕1	0,1	26,4	1,0	-	7,2	65,3
⊕2	1,3	21,9	1,4	-	4,7	70,7
⊕3	0,7	21,6	2,4	4,2	3,4	67,7
⊕4	0,8	22,6	1,4	-	5,0	70,1
Chapa	0,8	19,4	1,5	0,3	4,5	-

Na medição, houve um aumento nos teores de Cr e Mn no ponto ⊕1 em comparação aos medidos na chapa (idem no ponto ⊕4). Em ⊕3 tem-se um maior teor de Ni e um elevado teor de Mo, diferentemente dos outros pontos analisados. Segundo McCafferty (2010), o papel do molibdênio na resistência à corrosão dos aços inoxidáveis é um tópico de pesquisa contínua que não está totalmente explicado.

A superfície gerada pelo passe 18 é representada na Figura 4.44a e Figura 4.44b (antes do ensaio de corrosão). A topografia é regular, com picos concentrados no centro (alcançaram o valor de 2,5 μm). Após o ensaio de corrosão, a superfície apresentou 0,30% de área corroída por pites. Constata-se uma menor quantidade de pites por área (21) além de uma menor área corroída, apesar de uma maior perda de massa para o mesmo material. Possivelmente, os pites foram mais profundos (Figura 4.44c). Na ampliação de um pite da região tracejada, verificam-se as marcas do avanço por dente (35 μm), material aderido e um sulco em que possivelmente rompeu o filme passivo, eclodiu e nucleou o pite (Figura 4.44d). O pite tem um formato arredondado de cerca de 20 μm de diâmetro. No geral, esta superfície apresentou menores pites em relação à amostra 2. Na medição EDS (Tabela 4.8) em outro pite, os teores de Cr e Mn medidos nos pontos ⊕1 e ⊕2 foram superiores aos do ponto ⊕3 (e da chapa). Possivelmente tem-se a presença de carbonetos de cromo (Cr_3C_2) descritos por Corrêa (2019) e Bonagani *et al.* (2018) em aços inoxidáveis martensíticos (Figura 4.44e). Além disso, notou-se a ausência de Mo nas medições.

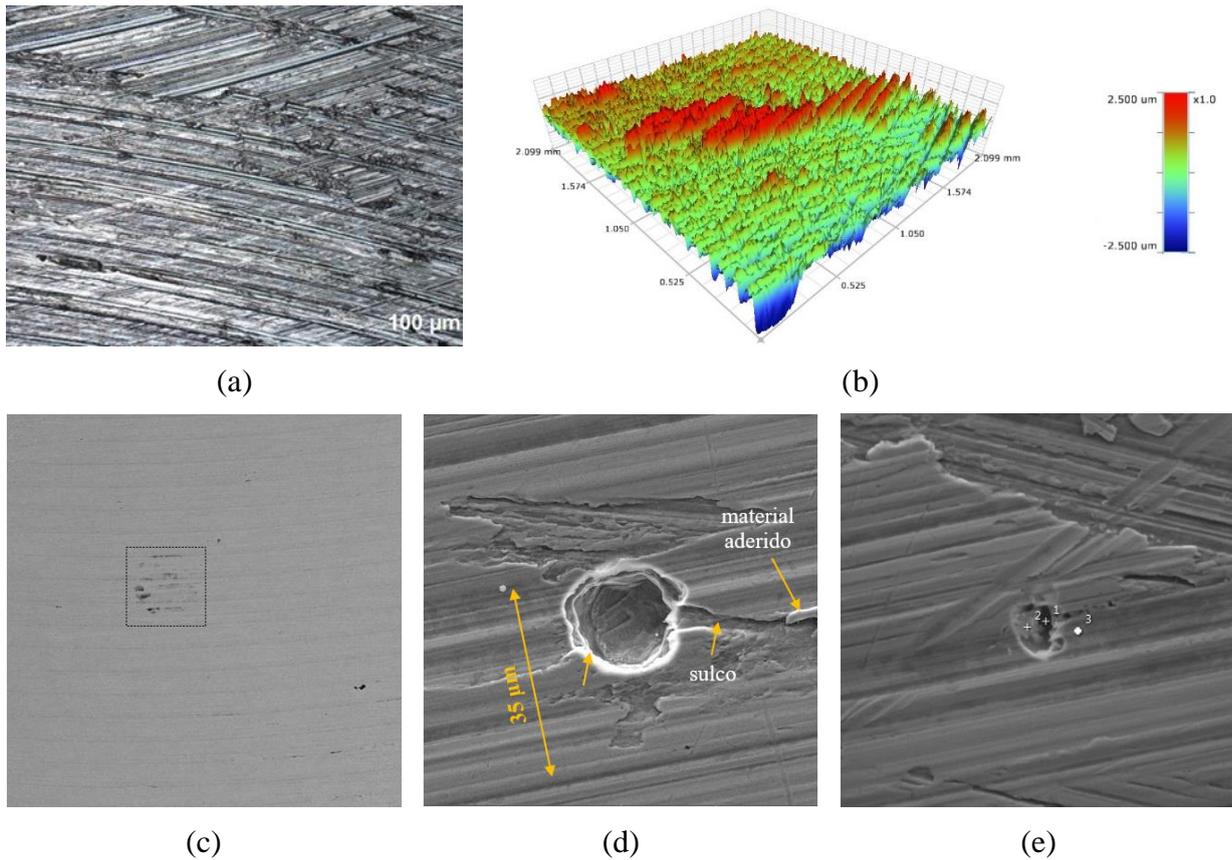


Figura 4.44 – Análise das imagens da superfície da amostra 18-LDX 2101: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 300x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x

Tabela 4.8 – EDS da amostra 18-LDX 2101 (Figura 4.44e)

Elementos	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Fe
⊕1	0,5	25,8	1,0	-	6,0	66,6
⊕2	0,7	22,4	1,5	-	5,5	69,9
⊕3	1,1	21,8	1,9	-	5,6	69,6
Chapa	0,8	19,4	1,5	0,3	4,5	-

Amostras do DX 2304

A Figura 4.45 mostra a análise da amostra 9 ($R_a = 0,46 \mu\text{m}$ e $R_z = 2,40 \mu\text{m}$) e a Figura 4.46 da amostra 18 ($R_a = 0,29 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,89 \mu\text{m}$). No passe 9 tem-se os níveis médios de v_c (95 m/min), f_z (0,125 mm/dente) e a_p (0,4 mm) e o passe 18 usa baixos v_c (80 m/min) e a_p (0,2 mm) e alto f_z (0,2 mm/dente).

A superfície do passe 9 do DX 2304 é representada na Figura 4.45a e Figura 4.45b (antes ensaio de corrosão). Verificam-se marcas de superposição da ferramenta, isto é, durante o avanço,

a aresta posterior do cabeçote fresador passa por cima da ranhura deixada pela aresta anterior. Ryu *et al.* (2006) explica que a textura compreende a superposição de uma série de processos de geração da superfície plana na direção do avanço. O batimento e o erro de ajuste da ferramenta (inclinação e excentricidade), combinados com a deflexão da fresa causada pelas componentes ortogonais F_x e F_y da força de usinagem, podem ser considerados como os causadores desse efeito. Assim, uma usinagem com menores forças diminuiu a deflexão da ferramenta e o efeito da superposição. Pela interferometria, tem-se uma topografia regular, com uma cadeia de picos (alcançaram o valor de 2,5 μm) ao fundo. Após o ensaio de corrosão, a superfície apresentou 0,52% de área corroída por pites. Na Figura 4.45c observam-se pites de variados tamanhos dispersos na superfície. Após um sulco, mediu-se um pite com cerca de 10 μm de diâmetro. Os pites estão dispersos na superfície e alguns formaram-se nas imperfeições (Figura 4.45d).

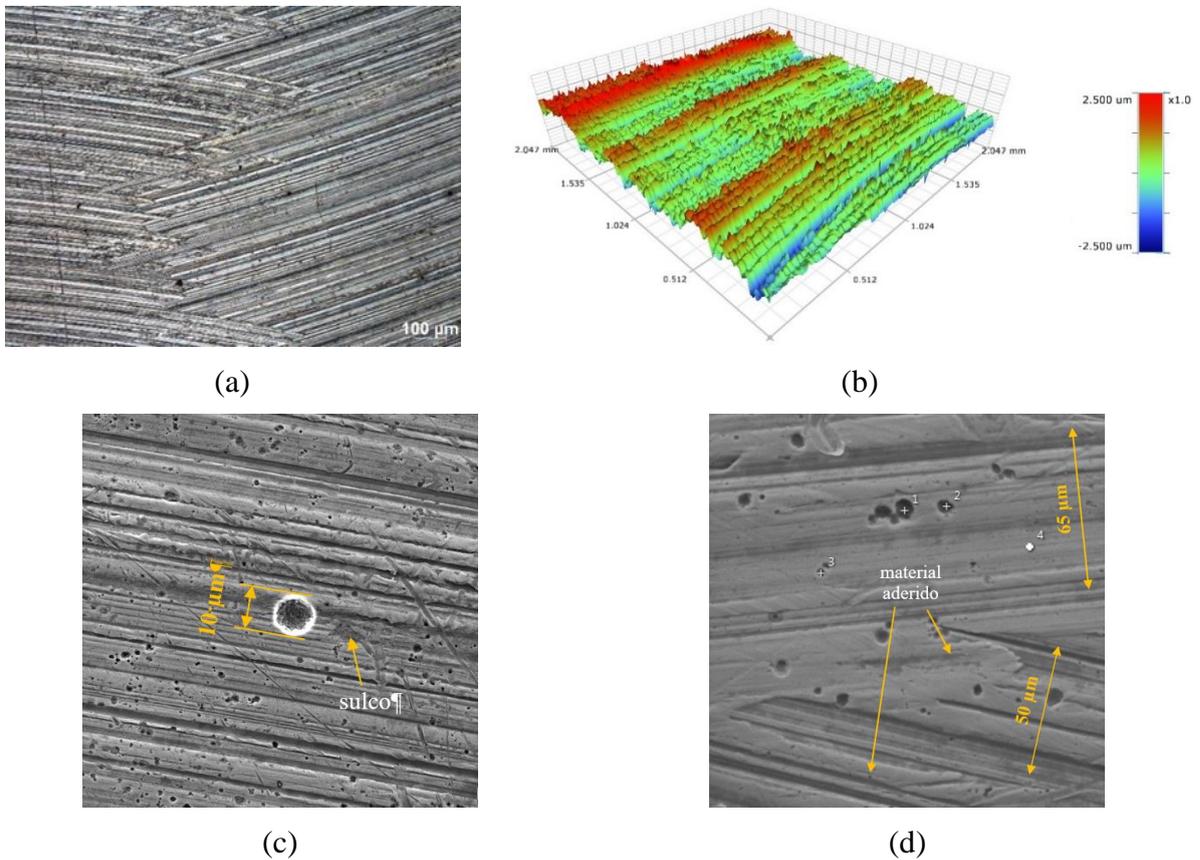


Figura 4.45 – Análise das imagens da superfície da amostra 9-DX 2304: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x; (d) MEV 6000x

Na medição EDS, a Tabela 4.9 mostra em todos os pontos medidos que o teor de Cr foi superior ao registrado na chapa de 15 a 27%. Nota-se ainda um maior teor de Mo no ponto $\oplus 1$ em relação aos demais.

Tabela 4.9 – EDS da amostra 9-DX 2304 (Figura 4.45d)

Elementos	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Fe
⊕1	0,6	23,5	4,5	0,9	1,8	68,7
⊕2	0,5	25,1	4,5	0,6	1,5	67,8
⊕3	0,4	26,0	4,4	0,5	-	68,7
⊕4	0,5	25,2	4,7	-	1,6	68,1
Chapa	0,5	20,5	5,1	0,4	1,8	-

A superfície do passe 18 do DX 2304 é representada na Figura 4.46a e Figura 4.46b (antes ensaio de corrosão). A topografia é regular, com prevalência de picos (altura de 2,5 μm) em sete regiões, o que refletiu na assimetria e na curtose da amostra. Na superfície resultante após o ensaio de corrosão tem-se uma distribuição aleatória dos pites. Os tamanhos são diversos e representam cerca de 0,4% da área.

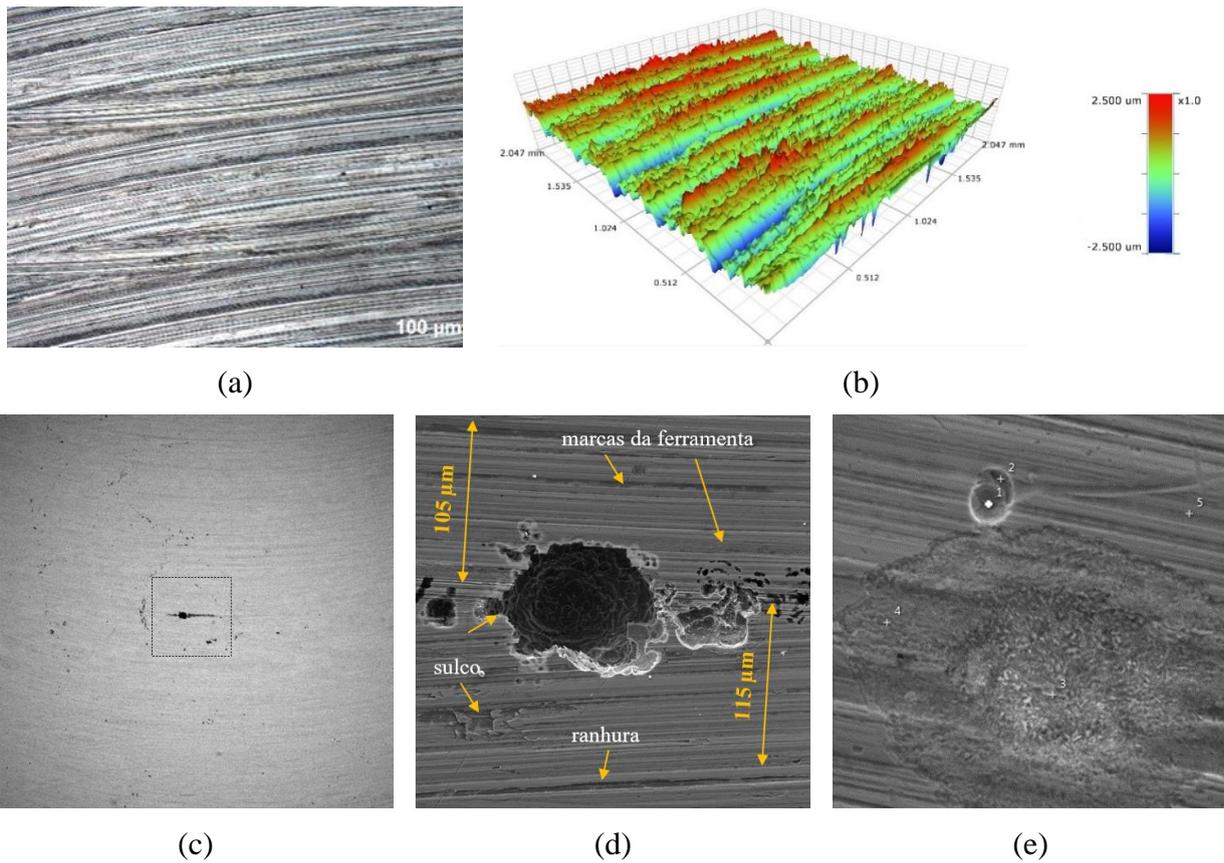


Figura 4.46 – Análise das imagens da superfície da amostra 18-DX 2304: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 100x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x

Destaca-se um pite maior na região central (Figura 4.46c). Na ampliação do mesmo (Figura 4.46d), constata-se o formato elíptico, indicando que o processo de corrosão está mais avançado em relação aos outros pites à direita. Possivelmente, vários pites menores unem-se para formar um maior, conforme relatado por Corrêa (2019). O pite central de forma elíptica mede cerca de 100 x 75 μm . Verificam-se ainda na superfície marcas, sulcos e ranhuras deixadas pela ferramenta na interação com a peça de trabalho, como citado por Thakur e Gangopadhyay (2016). No torneamento de SDSS 2507, Rajaguru e Arunachalam (2018) concluíram que os pites são encontrados predominantemente ao longo dos picos do perfil de rugosidade. O menor número de pites na superfície da amostra 18 que o da amostra 9 indica a influência do menor valor de R_z sobre o resultado. Na medição EDS desse pite que se destacou (Figura 4.46e), a Tabela 4.10 mostra que nos pontos $\phi 1$ e $\phi 4$, os teores de Cr foram um pouco superiores e os teores de Ni levemente inferiores ao ponto $\phi 5$ (e da chapa).

Tabela 4.10 – EDS da amostra 18-DX 2304 (Figura 4.46e)

Elementos	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Fe
$\phi 1$	0,2	29,2	2,6	-	2,1	65,9
$\phi 2$	0,2	26,3	3,9	-	1,7	68,0
$\phi 3$	0,5	26,2	4,0	0,5	1,5	67,3
$\phi 4$	0,5	27,1	3,2	-	1,4	67,7
$\phi 5$	0,4	24,1	4,9	0,5	1,7	68,4
Chapa	0,5	20,5	5,1	0,4	1,8	-

Amostras do DX 2205

A Figura 4.47 mostra a análise da amostra 11 ($R_a = 0,75 \mu\text{m}$ e $R_z = 3,90 \mu\text{m}$) e a Figura 4.48 da amostra 17 ($R_a = 0,28 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,95 \mu\text{m}$). No passe 11 tem-se o médio v_c (95 m/min), alto f_z (0,2 mm/dente) e alto a_p (0,6 mm) e o passe 17 usa alto v_c (110 m/min) e baixos f_z (0,05 mm/dente) e a_p (0,2 mm).

A superfície resultante do passe 11 é representada na Figura 4.47a e Figura 4.47b (antes ensaio de corrosão). Notam-se na imagem manchas e marcas da ferramenta inerentes ao processo. No mapeamento 3D da superfície, a topografia é irregular, com linhas espessas mais ao centro (picos até 2,5 μm). Após a corrosão, a amostra 11 apresentou uma pequena área corroída por pites (0,26%), apesar de grandes rugosidades e parâmetros em níveis altos para a seção de corte. No fresamento do ASS 316 com parâmetros de corte similares, Lyon *et al.* (2015) mencionam que a rugosidade média não variou de maneira consistente, diminuindo a rugosidade média com o

incremento dos parâmetros: de $R_a = 0,87 \mu\text{m}$ ($a_p = 0,4 \text{ mm}$ e $f_z = 0,025 \text{ mm/dente}$) para $R_a = 0,32 \mu\text{m}$ ($a_p = 1,2 \text{ mm}$ e $f_z = 0,040 \text{ mm/dente}$). Os autores observaram uma periodicidade no perfil de rugosidade (picos e vales) causada pelo processo de fresamento, mas não encontraram uma relação óbvia entre o início do pite e a localização dos mesmos no perfil. Lee *et al.* (2012) também encontraram uma correlação fraca entre a rugosidade quando $R_a > 0,5 \mu\text{m}$ na superfície retificada do aço inoxidável ferrítico ASTM S44536.

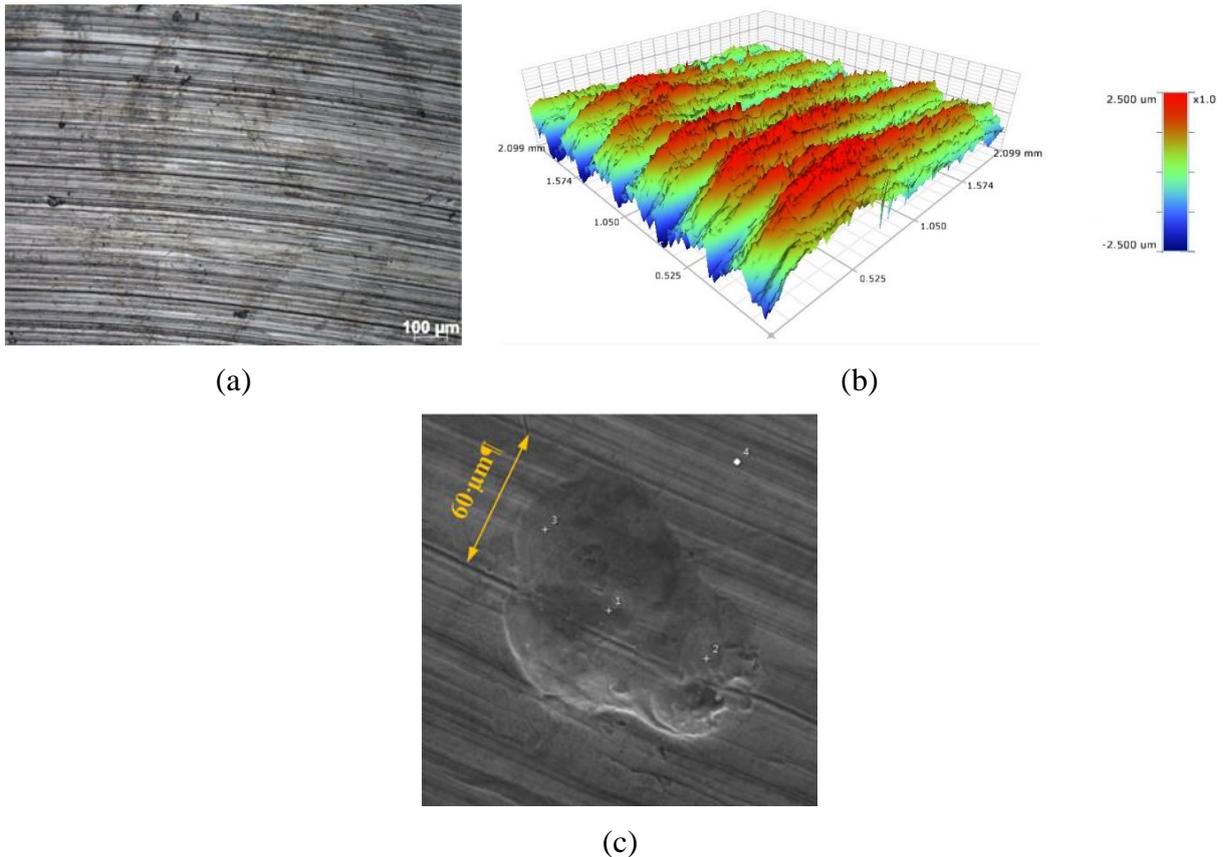


Figura 4.47 – Análise das imagens da superfície da amostra 11-DX 2205: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x

A Tabela 4.11 apresenta o EDS feito em um pite formado numa ranhura deixada pela ferramenta (Figura 4.47c). Nota-se um aumento no teor de Cr e uma diminuição no teor de Mo em todos os pontos analisados em relação ao medido na chapa. Dentre todos, o maior teor de Cr e o menor teor de Mo foi registrado no ponto $\oplus 3$. Sabe-se que a adição de Mo aos aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos melhora as suas propriedades passivas e sua resistência à corrosão em soluções aquosas contendo cloreto [Szkłarska-Smiałowska, 2005]. Como supracitado, acredita-se que o Mo não foi incorporado ao filme passivo ou influenciou a cinética do processo ativo dentro

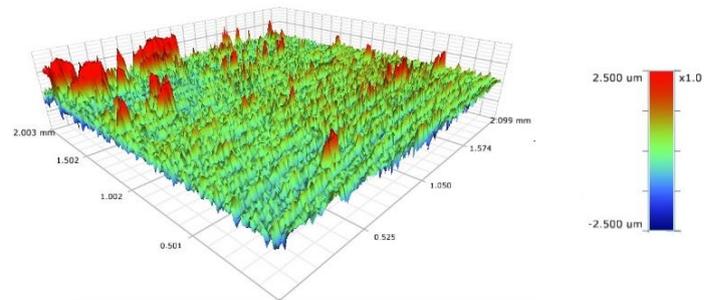
dos pites; contudo, o efeito desse elemento na resistência à corrosão por pites é objeto de estudo em muitas pesquisas [Siow *et al.*, 2001; Ha *et al.*, 2018; An *et al.* 2016; Martins e Casteletti, 2009].

Tabela 4.11 – EDS da amostra 11-DX 2205 (Figura 4.47c)

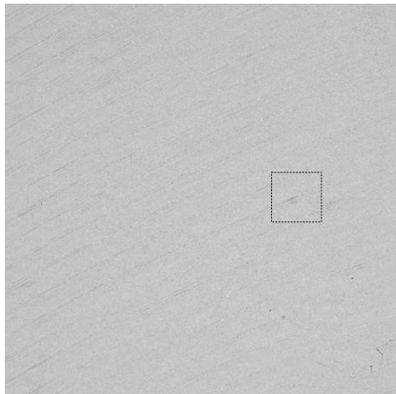
Elementos	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Fe
⊕1	0,4	22,7	5,8	3,1	1,6	66,4
⊕2	0,6	22,9	6,0	3,5	1,7	65,4
⊕3	0,3	24,5	4,8	2,9	1,6	65,8
⊕4	0,5	24,0	4,9	3,8	1,4	65,4
Chapa	0,4	20,7	5,5	3,9	1,8	-



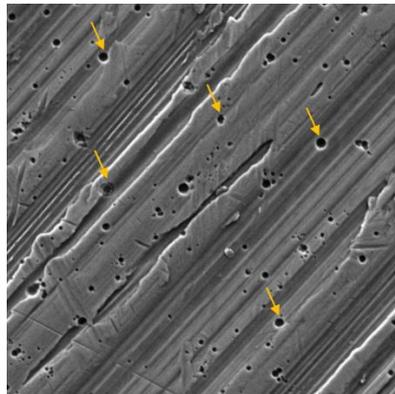
(a)



(b)



(c)



(d)



(e)

Figura 4.48 – Análise das imagens da superfície da amostra 17-DX 2205: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 300x; (d) MEV 6000x; (e) MEV 6000x

Na superfície do DX 2205 obtida pelo passe de validação 17 antes do ensaio de corrosão (Figura 4.48a), observam-se as ranhuras deixadas pela ferramenta. Na Figura 4.48b tem-se o mapeamento da superfície. A topografia é regular, com a prevalência de picos agudos ($R_{ku} = 6,66$).

Alguns deles alcançaram o valor de 2,5 μm , enquanto na maioria da superfície os valores não excedem 1,25 μm (tons de verde). Após o ensaio de corrosão, a superfície apresentou 0,24% de área corroída por pites (Figura 4.48c). Na ampliação da região tracejada (Figura 4.48d), verificam-se vários pites (furos na superfície) de pequenos diâmetros distribuídos preferencialmente ao longo das ranhuras deixadas pela ferramenta (setas). Em outra região da superfície da amostra 17 foi realizado o EDS em dois pites (Figura 4.48e e Tabela 4.12). O ponto $\oplus 1$ apresenta um alto teor de enxofre (S); possivelmente trata-se de uma inclusão que não dissolveu na matriz e favoreceu a formação do pite.

Tabela 4.12 – EDS da amostra 17-DX 2205 (Figura 4.48e)

Elementos	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%S	%Fe
$\oplus 1$	0,3	23,2	3,3	-	1,7	4,2	66,5
$\oplus 2$	0,1	31,9	-	0,7	3,6	-	63,6
Chapa	0,4	20,7	5,5	3,9	1,8	0,01	-

Jeon *et al.* (2010) relataram que os pites se iniciam na ampla zona de depleção de Cr ao redor das inclusões de sulfeto de manganês (MnS) nos aços inoxidáveis. Os MnS atuam como sítios de corrosão por pites, que inicia na área de interface entre a inclusão e o substrato como resultado da formação de pequenas fendas. No ponto $\oplus 2$ tem-se um teor de Cr superior em 30% ao teor da chapa, o que pode indicar a presença de Cr_3C_2 [Corrêa, 2019; Bonagani *et al.*, 2018]. Em aços DSS, sabe-se que a elevação da temperatura induz precipitações de fases intermetálicas, ou nitretos em temperaturas mais baixas. Ambos são conhecidos por serem enriquecidos em Cr e, como resultado, são criadas zonas locais de depleção do elemento [Charles, 2009]. Segundo Krolczyk *et al.* (2017), a temperatura de corte chega a 1300 °C no torneamento de DSS. Assim, acredita-se que a temperatura do corte possa ter contribuído para formar os carbonetos que iniciaram a corrosão por pites nas regiões adjacentes empobrecidas de Cr.

Amostras do SDX 2507

A Figura 4.49 mostra a análise da amostra 14 ($R_a = 0,48 \mu\text{m}$ e $R_z = 3,15 \mu\text{m}$) e a Figura 4.50 da amostra 16 ($R_a = 0,20 \mu\text{m}$ e $R_z = 1,60 \mu\text{m}$). No passe 14 tem-se os níveis médios de v_c (95 m/min), f_z (0,125 mm/dente) e a_p (0,4 mm) e o passe 16 usa alto v_c (110 m/min) e baixos f_z (0,05 mm/dente) e a_p (0,2 mm).

A superfície resultante do passe 14 apresenta uma textura regular (Figura 4.49a) com picos variados distribuídos pela área mapeada pela interferometria (Figura 4.49b). Na imagem da

superfície após o ataque químico, verificam-se pites de variados tamanhos, aparentemente maiores e mais rasos que os dos outros DSS (Figura 4.49c). A percepção de que os pites se formam nas ranhuras (visto que o defeito os nucleia), vários deles se juntam formando um maior. Na análise com EDS em três locais distintos (Tabela 4.13), constatou-se em apenas no ponto ϕ 1 a diminuição no teor de Cr em relação aos demais. As presenças de carbono e oxigênio indica que a formação de carbonetos e óxidos de cromo tenham prejudicado a resistência à corrosão por pites. No ponto ϕ 3 tem-se ainda a elevação de Cr e Mo em relação aos demais.

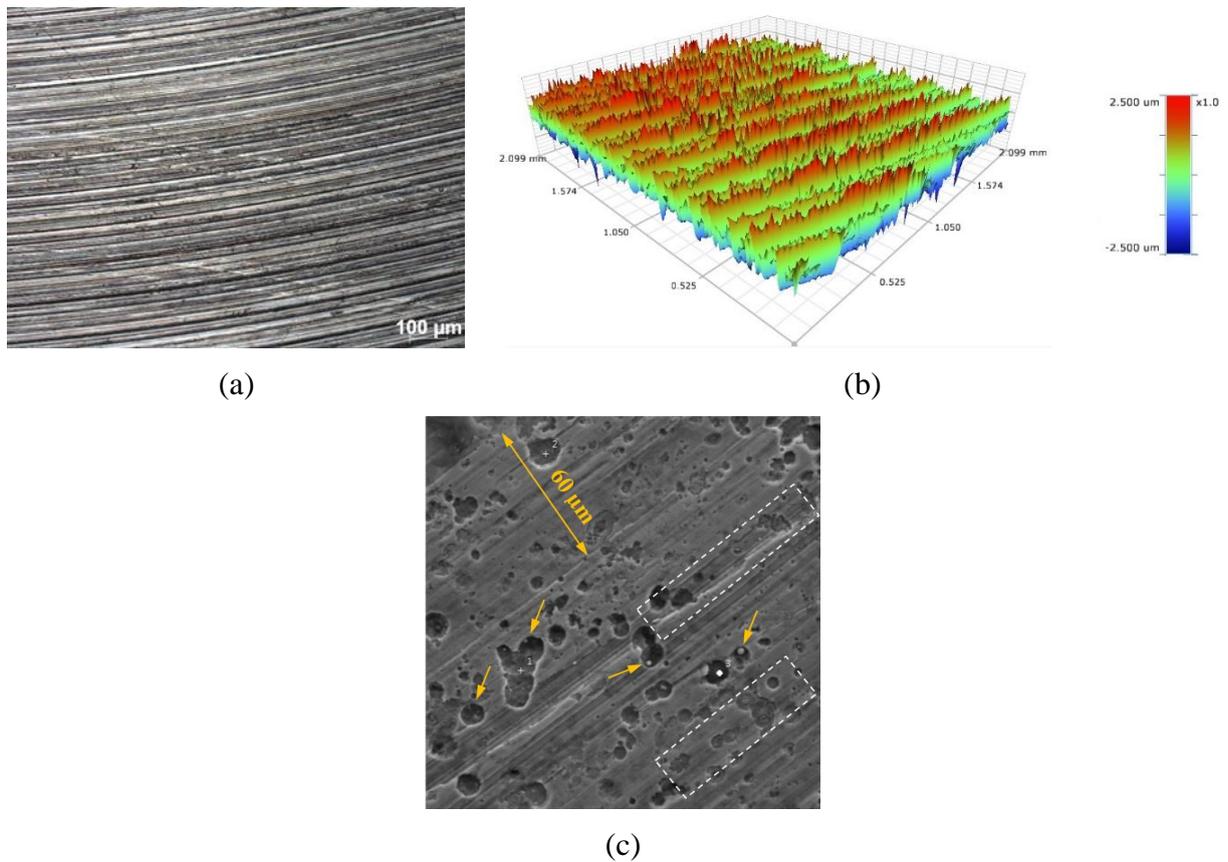


Figura 4.49 – Análise das imagens da superfície da amostra 14-SDX 2507: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x

Tabela 4.13 – EDS da amostra 14-SDX 2507 (Figura 4.49c)

Elementos	%C	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Fe	%O
ϕ 1	23,9	0,3	18,3	5,3	2,6	-	45,1	4,5
ϕ 2	-	0,7	25,8	7,2	2,3	1,2	62,7	-
ϕ 3	-	0,6	26,3	5,9	5,9	-	61,3	-
Chapa	0,06	0,4	21,9	7,0	3,5	1,0	-	-

Apesar do SDX 2507 ter um PREN superior aos demais (na teoria, pois na prática foi praticamente igual ao do DX 2205), notam-se possíveis inclusões em forma de esferas (indicadas pelas setas) no fundo dos pites. A rugosidade média parcial não é um parâmetro que possa ser analisado isoladamente, visto que o valor medido para o passe 14 foi relativamente alto. Rajaguru e Arunachalam (2021) observaram em superfícies torneadas de SDSS, expostas em meio clorídrico, finas trincas e pites ao longo das regiões defeituosas devido à degradação da camada passiva protetora. O pite gerado desempenhou o papel de um ânodo, criando uma diferença de pH, onde as áreas circundantes se transformam em cátodo. Mencionam que, uma vez iniciado, eles cresceram com uma taxa dinâmica de perda de material, o que ficou evidente na superfície resultante do passe 14. As regiões tracejadas (nas ranhuras) mostram os pites em vários estágios, o que corrobora os autores. Além disso, esses pites tornam-se ainda mais prejudiciais ao se fundirem para formar trincas, afetando assim a integridade da superfície da peça.

A superfície da amostra gerada pelo passe 16 (Figura 4.50a) mostra as marcas deixadas pela ferramenta; no caso, as ranhuras ficam evidentes e são distribuídas com regularidade.

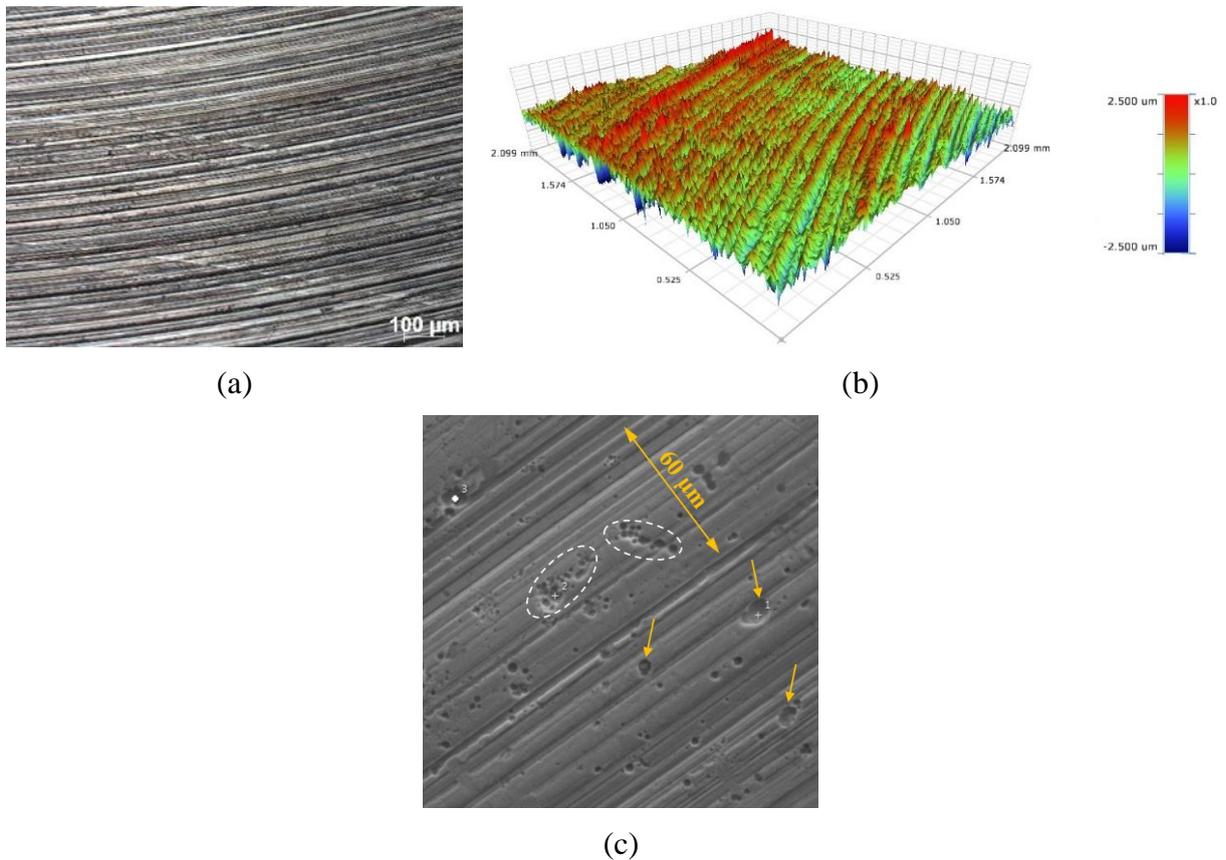


Figura 4.50 – Análise das imagens da superfície da amostra 16-SDX 2507: (a) óptico 100x; (b) interferometria 3D; (c) MEV 6000x

A Figura 4.50b apresenta a imagem 3D com uma faixa de picos e predomínio de vales. Os valores de rugosidade são baixos e similares aos produzidos pelo processo de polimento [Outokumpu, 2018]. A superfície após o ensaio de corrosão (Figura 4.50c) apresenta pites pequenos formados principalmente nos sulcos. As regiões tracejadas indicam que a junção de vários pites forma outros maiores, conforme relatado por Corrêa (2019). Também se observam pites formados em locais sem ranhuras ou defeitos superficiais aparentes (indicados pelas setas). Na medição por EDS em três pontos da amostra (Tabela 4.14) constatou-se um aumento no teor de Cr em relação à chapa (21,9%). Supõe-se que seja pelas mesmas razões descritas para a amostra 17-DX 2205.

Tabela 4.14 – EDS da amostra 14-SDX 2507 (Figura 4.50c)

Elementos	%Si	%Cr	%Ni	%Mo	%Fe
⊕ 1	0,3	26,2	6,4	3,0	63,9
⊕ 2	0,4	27,9	5,4	4,3	62,1
⊕ 3	-	28,2	6,6	-	65,1
Chapa	0,4	21,9	7,0	3,5	-

5 CONCLUSÕES

O presente trabalho investigou a usinabilidade de aços inoxidáveis duplex (DSS) baixa liga (LDX 2101 e DX 2304), média liga (DX 2205) e alta liga (SDX 2507) visando contribuir com a indústria metal mecânica que faz uso desses materiais. Buscou-se determinar parâmetros de corte adequados para tornar o processo de fresamento destes materiais mais eficientes no que concerne à redução do consumo de energia, desperdício de materiais e qualidade das superfícies de engenharia. As principais conclusões são apresentadas nas seções que se seguem.

Microestrutura e microdureza

O percentual das fases ferrita (Fe- α) e austenita (Fe- γ) variou entre os materiais, assim como as microdurezas totais e individuais e os teores dos elementos de liga em cada fase. À medida que aumentou o PREN, as microdurezas das fases mostraram-se mais equilibradas.

Força de usinagem

As forças ativas inerentes ao corte são influenciadas pelas partículas de Fe- γ na matriz de ferrita que restringem o movimento dos contornos de grão de Fe- α e, portanto, as forças de usinagem tendem a ser mais altas. Os comportamentos distintos da força passiva para os diferentes materiais e parâmetros estão associados com a dinâmica do processo de fresamento combinado com a complexa relação entre propriedades mecânicas, físicas, microestruturas e inclusões.

A análise estatística mostrou que a profundidade de corte axial (a_p) e o avanço por dente (f_z) são significativos sobre as forças de usinagem geradas no fresamento dos DSS com um coeficiente de determinação superior a 90%, o que já era esperado. A influência desses fatores também pôde ser confirmada a partir da aplicação da Transformada Discreta de *Wavelet* (DWT). Em alguns casos (no fresamento de DX 2205 e SDX 2507), a parcela dinâmica da força de usinagem foi superior à parcela estática, promovendo certa instabilidade; ademais, no passe em que ocorreu lascamento na ferramenta, a amplitude da vibração em alta frequência elevou-se. Porém, em nenhum momento ocorreu *chatter*.

Rugosidade

Os menores valores de rugosidade média (R_a) variaram em cada material. Os valores medidos praticamente não excederam a classe N6 (entre 0,4 e 0,8 μm) e cerca de 67% estão compreendidos na classe N5 (entre 0,2 e 0,4 μm), ou seja, uma superfície com alta qualidade obtida no fresamento de um material com alto grau de encruamento. Os diferentes comportamentos nos

resultados de rugosidade média parcial (R_z) nos DSS se assemelham aos de R_a . Os valores foram bem aleatórios entre os materiais, o que demonstra a complexidade das variáveis envolvidas. A rugosidade R_z é pouco explorada, o que dificultou a análise comparativa com outros trabalhos.

A análise estatística mostrou que o avanço por dente (f_z) foi significativo para a rugosidade da superfície fresada (R_a e R_z) do LDX 2101 e do DX 2205, com um coeficiente de determinação (R^2) superior a 75%. No DX 2304 o efeito quadrático da profundidade de corte axial (a_p) foi significativo sobre R_z com $R^2 > 70\%$, enquanto no SDX 2507, o efeito quadrático da velocidade de corte (v_c) foi significativo para R_a com um $R^2 > 80\%$. Os resultados demonstraram o quanto os valores R_a e R_z são influenciados pelos parâmetros de corte. Indicam a impossibilidade de analisá-las isoladamente para caracterizar uma superfície fresada.

Falhas na ferramenta

A adesão do material na ferramenta contribuiu para remover o revestimento. As partículas duras provenientes do SDX 2507 exercem um efeito abrasivo, fazendo o desgaste da aresta de corte progredir. Nos maiores valores de a_p , a ferramenta não teve robustez suficiente, em especial nas maiores v_c , o que proporcionou lascamentos e a deterioração da aresta.

Cavacos

A análise metalográfica dos cavacos de DSS e a medição de estruturas formadas pode contribuir como material científico em relação à formação dos mesmos no processo de fresamento desse material. A observação via MEV mostrou semelhanças entre os cavacos formados. Compactação uniforme ao longo do comprimento, bordas irregulares com material remanescente, formato de hélice e espessura variável do cavaco. Há diferenças quanto às medidas dessas estruturas. Apesar de o grau de serrilhado ter variado conforme v_c , não é possível afirmar que tais distinções estejam associadas à composição química ou aos demais parâmetros de corte (f_z , a_p ou combinação de ambos).

As razões entre a microdureza dos cavacos e das chapas comprova que o processo de fresamento é complexo e causou encruamento em diferentes níveis entre os DSS. No LDX 2101 (foi de 75 a 40%), seguido pelo DX 2304 (68 a 52%), DX 2205 (89 a 57%) e menos no SDX 2507 (65 a 30%). As variações foram cerca de 35%, com exceção do DX 2304, possivelmente devido ao maior coeficiente de condutividade térmica.

Otimização multivariada

Ao minimizar simultaneamente as variáveis de resposta (força de usinagem e rugosidade) através da função multiobjetivo visando encontrar os parâmetros ideais (dentro dos intervalos delimitados pelos níveis altos e baixos) para o fresamento dos quatro DSS, notou-se que os níveis “ótimos” dos parâmetros foram específicos e variaram conforme as características de usinabilidade de cada material. Esperava-se que as respostas previstas pelo modelo fossem menores que as obtidas nos 15 passes iniciais, o que não ocorreu para todos os casos possivelmente devido a fatores externos e quantidade de variáveis envolvidas.

A Curva de Abbott-Firestone (AFC) e a Função Distribuição de Amplitudes (ADF) aplicadas aos passes de validação do modelo de otimização indicaram que, dentre os quatro DSS, o SDX 2507 apresentou os melhores resultados (menor declividade e maior curtose), seguido pelo DX 2304, DX 2205 e LDX 2101. Evidenciaram-se as melhores qualidades das superfícies obtidas pelos passes de validação em comparação àquelas com maior R_z , demonstrando a eficiência do método para qualificar uma superfície.

Na análise 3D por interferometria das superfícies nas quatro amostras com maior R_z e nas quatro obtidas pelos passes de validação, a curtose ($R_{ku} \geq 3$) comprova que os picos e vales são agudos e respectivamente elevados e profundos. Além disso, os passes de validação apresentaram maior R_{ku} . A assimetria negativa ($R_{sk} < 0$) em cinco dos oito passes analisados confirmou que os vales são predominantes em relação aos picos.

Corrosão por pites

Nos ensaios de corrosão acelerada realizados nas mesmas amostras com maior rugosidade R_z e naquelas obtidas pelos passes de validação do modelo de otimização, os pites obtidos foram pequenos e não ultrapassaram 20 μm de diâmetro, com algumas exceções. Na comparação entre as superfícies dos materiais, os pites no LDX 2101 e no DX 2304 são geralmente maiores, enquanto no DX 2205 e no SDX 2507 eles apresentam-se com pequenos orifícios.

A análise estatística indicou que os parâmetros de corte não foram significativos sobre o percentual de pites formados. No entanto, constatou-se que a menor perda de massa e o menor número de pites por mm^2 estão associados com a menor rugosidade R_z e a maior curtose ($R_{ku} > 4$) obtidos nos passes de validação.

As imagens via MEV expuseram que os locais de formação dos pites são variados com prevalência em sulcos e ranhuras deixadas pela ferramenta. Em alguns pites, observou-se possíveis inclusões. O EDS indicou elevado teor de enxofre no DX 2205, além de alto teor de cromo no

centro do pite em praticamente todos os casos, o que pode incentivar a formação de carbonetos e óxidos (como no SDX 2507) e o empobrecimento de regiões adjacentes.

Considerações finais

A resistência à corrosão por pites em superfícies técnicas de engenharia, que estão expostas a meios corrosivos e de elevado valor agregado, é um requisito vital para a vida do componente, o que corrobora o estudo de usinabilidade realizado. A otimização realizada comprovou que os níveis dos parâmetros de corte, específicos para cada material, contribuíram para a textura e integridade da superfície.

Como esperado, o SDX 2507 apresentou melhor resistência à corrosão por pites, o que foi comprovado pelo equilíbrio do percentual das fases e das microdurezas individuais.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Não há até o momento uma definição de qual revestimento utilizar na ferramenta conforme o tipo de DSS (baixa, média ou alta liga). Os trabalhos geralmente abordam estudos de aplicações de insertos com diversos revestimentos, considerando apenas uma única liga DSS. Portanto, estudos das ferramentas relacionando-as ao tipo de DSS ainda não foram elucidados.
- A variação de fases no corte da ferrita ($Fe-\alpha$) e da austenita ($Fe-\gamma$) pode induzir a vibrações prejudiciais ao processo de usinagem do DSS, principalmente quanto ao acabamento da superfície usinada. Porém, não se verificam estudos para a determinação da vibração gerada por esta alternância de fases. Além disso, as fases $Fe-\alpha$ e $Fe-\gamma$ possuem propriedades diferentes em relação à corrosão e à deformação. Portanto, estudos mais aprofundados seriam indicados para entendimento do comportamento do DSS quanto aos mecanismos de remoção de material que ocorrem no processo de fresamento.
- Por fim, avaliar a resistência à corrosão das superfícies usinadas em ensaios com meios corrosivos contendo soluções variadas: alcalinas, ácidas e mistas com diferentes pH.

6 REFERÊNCIAS

- Abou-El-Hossein, K. A., Yahya, Z. "High-speed end-milling of AISI 304 stainless steels using new geometrically developed carbide inserts". **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 162–163, pp. 596-602, 2005.
- Aguiar, D. J. M. **Estudo da formação e reversão de martensita induzida por deformação na austenita de dois aços inoxidáveis duplex**. Tese de Doutorado, Engenharia Metalúrgica e de Materiais, POLI-USP, São Paulo, SP, Brasil, 2012.
- Ahmed, Y. S., Veldhuis, S. C. "The study of wear performance and chip formation of coated carbide tools during machining super duplex stainless steels". In: **6th International Conference on Virtual Machining Process Technology (VMPT)**, Montréal, May 29th – June 2nd, 2017.
- Airao, J., Chaudhary, B., Bajpai, V., Khanna, N. "An experimental study of surface roughness variation in end milling of super duplex 2507 stainless steel", **Materials Today: Proceedings**, Vol. 5, No. 2, pp. 3682-3689, 2018.
- Alabdullah, M., Polishetty, A., Nomani, J., Littlefair, G. "Effect of microstructure on chip formation during machining of super austenitic stainless steel". **International Journal of Materials Forming and Machining Processes**, Vol. 4, No. 1, pp. 1–18, 2017.
- Alabdullah, M., Polishetty, A., Nomani, J., Littlefair, G. "An investigation on machinability assessment of Al-6XN and AISI 316 alloys: an assessment study of machining". **Machining Science and Technology**, Vol. 23, No. 2, pp. 171-217, 2019.
- Alvarez-Armas, I. "Duplex stainless steels: Brief history and some recent alloys". **Recent Patents on Mechanical Engineering**, Vol. 1, No. 1, pp. 51-57, 2008.
- Amaro, P., Ferreira, P., Simões, F. "Tool Wear Analysis During Duplex Stainless Steel Trochoidal Milling", **AIP Conference Proceedings**, Vol. 1960, No. 1, 2018.
- Amaro, P., Ferreira, P., Simões, F. "Comparative analysis of different cutting milling strategies applied in duplex stainless steel". Proceedings of the ESAFORM 2020 – 23st **International Conference on Material Forming**, May 4-8, Brandenburg, Germany, 2020.
- An, Lc., Cao, J., Wu, Lc., Mao, Hh, Yang, Yt. "Effects of Mo and Mn on Pitting Behavior of Duplex Stainless Steel". **Journal of Iron and Steel Research International**, Vol. 23, pp. 1333–1341, 2016.

- Andersson, A. **Built-up edge formation in stainless steel milling**. 90 f. MSc Dissertation. KTH Royal Institute of Technology School of Industrial Engineering and Management, Stockholm, Sweden, 2017.
- Antonialli, A. I. S., Diniz, A. E., Pederiva, R. “Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling”. **International Journal Machine Tools Manufacture**, Vol. 50, No. 1, pp. 65–74, 2010.
- Astakhov, V. P. “Surface Integrity – Definition and Importance in Functional Performance”. **In:** Davim, J. Paulo Surface integrity in machining. London: Springer, Cap. 1, pp. 1–36, 2010.
- Bajić, D., Celent, L., Jozić, S. Modeling of the influence of cutting parameters on the surface roughness, tool wear and cutting force in face milling in off-line process control, **Journal of Mechanical Engineering**, Vol. 58, pp. 673-682, 2012.
- 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, 2014.
- Barbosa, P. A., Machado, I. F. “Strain Rate Effect on the Mechanical Behavior of Austenitic Stainless Steel during Machining.” **Advanced Materials Research**, Vol. 223, pp. 332–339, 2011.
- Bergquist, C., Olsson, J. “LDX 2101, a new stainless steel with excellent machining properties”. **In: Process Stainless Steel World**, Houston, USA, 2006.
- Bonagani, S. K., Bathula, V., Kain, V. “Influence of tempering treatment on microstructure and pitting corrosion of 13 wt.% Cr martensitic stainless steel”. **Corrosion Science**, Vol. 131, pp. 340-354, 2018.
- Bordinassi, E. C., Stipkovic, M. F., Batalha, G. F., Delijaicov, S., Lima, N. B. “Superficial integrity analysis in a super duplex stainless steel after turning”. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, Vol. 18, No. 1-2, pp. 335-338, 2006.
- Bouزيد, W., Zghal, A., Saï, L. “Taguchi Method For Design Optimisation of Milled Surface Roughness”, **Materials Technology**, Vol. 19, No. 3, pp. 159-162, 2004.
- Braghini Jr., A., Diniz, A. E., Filho, F. T. “Tool wear and tool life in end milling of 15–5 PH stainless steel under different cooling and lubrication conditions”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 43, No. 7, pp. 756-764, 2009.
- Brahan, C., Rhouma, A. B., Le´dion, J., Sidhom, H. “Effect of machining conditions on residual stress corrosion cracking of 316L SS”. **Materials Science Forum**, Vol. 490–491, pp. 305–310, 2005.

- Cabrera, J. “Hot deformation of duplex stainless steels”. **Journal Materials Process Technology**, Vol. 143-144, pp. 321–325, 2003.
- Canıçali, J., Sperotto, E., Policena, M. R., Souza, A. J. “Effect of machining parameters on cutting forces during the end milling of UNS S32205”. **Proceedings of the 26th International Congress of Mechanical Engineering (COBEM)**, Florianópolis, SC, 2021.
- Canıçali, J. **Efeito do raio de ponta da ferramenta e dos parâmetros de corte no fresamento de topo do aço inoxidável duplex DX 2205**. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil, 2022.
- Carvalho, J. A. N. **Corrosão em Aços Inoxidáveis**, Capítulo 5 – Corrosão por Pites. Capacitação: Aprenda com o Especialista, Associação Brasileira de Aço Inoxidável (ABINOX). Disponível em: <https://www.abinox.org.br/site/capacitacao-aprenda-com-especialista>. Acesso em: 25/11/2021.
- Chai, G., Kangas, P. “Super and hyper duplex stainless steels: structures, properties and applications”. **Procedia Structural Integrity**, Vol. 2, pp. 1755-1762, 2016.
- Chandrasekaran, H., Johansson, J., Gunnarsson, O. “Machinability of high austenitic stainless steels and the hole of chip flow, materials properties and alloy content”. In: **3rd International Conference on the Behaviour of Materials in Machining**, November 15/17, Coventry, pp. 56-77, 1994.
- Charles, J. “Past, present and future of duplex stainless steels”. In: **Duplex Conference**, June 18 – 20, 2007, Grado, Italy.
- Charles, J. **Duplex stainless steels**. Ed. Iris Alvarez-Armas, Suzanne Degallaix-Moreuil. Wiley, 447p, Londres, 2009.
- Childs, T., Maekawa, K., Obikawa, T., Yamane, Y. **Metal Machining: Theory and Applications**, 1st ed. John Wiley & Sons Inc., New York, 2000.
- Chiu, L. H., Su, Y. Y., Chen, F. S., Chang, H. “Microstructure and properties of active screen plasma nitrided duplex stainless steel”. **Materials and Manufacturing Processes**, Vol. 25, No. 5, pp. 37-41, 2010.
- Corradi, M., Di Schino, A., Borri, A., Rufini, R. “A review of the use of stainless steel for masonry repair and reinforcement”. **Construction and Building Materials**, Vol. 181, pp. 335-346, 2018.
- Corrêa, J. G. **Usinabilidade e integridade da superfície usinada no torneamento de aços inoxidáveis superduplex, triplex e supermartensítico**. Tese, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, UFSC, Florianópolis, SC, Brasil, 2019.

- Cui, X., Zhao, B., Jiao, F., Zheng, J. “Chip formation and its effects on cutting force, tool temperature, tool stress, and cutting edge wear in high- and ultra-high-speed milling”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 83, pp. 55–65, 2016.
- Davis, J. R. **ASM Specialty Handbook: Stainless Steels**. ASM International, Materials Park, OH, USA, 1994.
- Deshpande, N., Vasudevan, H. “Machining induced surface integrity aspects of stainless steels: a review”. **Materials Today: Proceedings**, Vol. 22, No. 4, pp. 1499–1506, 2020.
- Dixit, U. S., Sarma, D. K., Davim, P. J. **Environmentally Friendly Machining**, Springer, New York, 2012.
- Feng, J., Sun, Z., Jiang, Z., Yang, L. “Identification of chatter in milling of Ti-6Al-4V titanium alloy thin-walled workpieces based on cutting force signals and surface topography”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 82, pp. 1909-1920, 2015.
- Fernández-Abia, A. I., Barreiro, J., Lacalle, L. N. L., Martínez, S. “Effect of very high cutting speeds on shearing, cutting forces and roughness in dry turning of austenitic stainless steels”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 57, No. 1-4, pp. 61–71, 2011.
- Fonseca, M. C., Barbosa, M. F. M., Bartholo, R. N., Jr, A. M., Pardal, J. M., Araújo, A.C. “Estudo das tensões residuais geradas na usinagem por fresamento de amostras de aço superduplex”. **Anais do 5º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM)**, Salvador, BA, 2008.
- Gadelmawla, E. S., Koura, M. M., Maksoud, T. M. A., Elewa, I. M., Soliman, H. H. “Roughness parameters”. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 123, No. 1, pp. 133-145, 2002.
- Garcia, R. F. **Análise comparativa do fresamento frontal de acabamento em aços inoxidáveis duplex DX 2205 e LDX 2101**. 76 f. Dissertação. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Porto Alegre, Brazil, 2019.
- Garcia, R. F., Policena, M. R., Souza, A. J. “Análise da rugosidade obtida no fresamento frontal de acabamento do aço inoxidável duplex FORTA® DX 2205”. **Anais do 11º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF)**, Curitiba, PR, 2021.
- Gardner, L. “The use of stainless steel in structures”. **Progress in Structural Engineering and Materials**, Vol. 7, No. 2, pp. 45-55, 2005.

- George, P., Wins, K. L. D., Dhas, D. S. E. J., George, P., Beatrice, B. A. “Effect of machining parameters on cutting force during dry milling of 2205 DSS and 2507 SDSS materials”. **Materials Today: Proceedings**, Vol. 47, Part 19, pp. 6614-6617, 2021.
- Ghosh, A., Sadeghi, F. “A novel approach to model effects of surface roughness parameters on wear”. **Wear**, Vol. 338, pp. 73–94, 2015.
- Gouveia, R. M., Silva, F. J. G., Reis, P., Baptista, A. P. M. “Machining duplex stainless steel: comparative study regarding end mill coated tools”. **Coatings**, Vol. 6, No. 4, pp. 6-30, 2016.
- Gowthaman, P. S., Jeyakumar, S., Saravanan, B. A. “Machinability and tool wear mechanism of duplex stainless steel - A review”. **Materials Today: Proceedings**, Vol. 26, No. 2, pp. 1423-1429, 2020.
- Gravalos, M. T., Martins, M., Diniz, A. E., Mei, P. R. “Influência da rugosidade na resistência à corrosão por pite em peças torneadas de aço inoxidável superaustenítico”. **Revista Escola de Minas**, Vol. 63, pp. 77–82, 2010.
- Grum, J. “Residual Stresses and Microstructural Modifications”. **In:** Davim, J. Paulo Surface integrity in machining. London: Springer, Cap. 3, pp. 67–126, 2010.
- Gunn, R. N. **Duplex stainless steel: microstructure, properties and applications**. Woodhead Publishing, Cambridge, 216p, 1997.
- Ha, H-Y, Lee, T-H, Lee, C-G, Y., H. "Understanding the relation between pitting corrosion resistance and phase fraction of S32101 duplex stainless steel”. **Corrosion Science**, Vol. 149, pp. 226-235, 2019.
- Ha, H-Y, Lee, T-H, Bae, J-H, Chun, D. W. “Molybdenum Effects on Pitting Corrosion Resistance of FeCrMnMoNC Austenitic Stainless Steels.” **Metals**, Vol. 8, No. 8, 653, 2018.
- Hassiots, N. D., 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, No. 2, pp. 202–212, 2006.
- Huang, P., Li, J., Sun, J., Zhou, J. “Vibration analysis in milling titanium alloy based on signal processing of cutting force”. **The International Journal Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 64, No. 5-8, pp. 613–621, 2013.
- IMOA. **Practical guidelines for the fabrication of duplex stainless steels**. 3 ed., International Molybdenum Association. Pittsburgh: TMR Stainless, 48p, 2014.
- ISO 15156-3. **Petroleum and natural gas industries — Materials for use in H₂S-containing environments in oil and gas production — Part 3: Cracking-resistant CRAs**

- (corrosion-resistant alloys) and other alloys. International Organization for Standardization, Issue 4, 2020.
- Jang, D. Y., Watkins, R. R., Kozaczek, K. J., Hubbard, C. R., Cavin, O. B. “Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel”. **Wear**, Vol. 194, pp. 168-173, 1996.
- Jebaraj, A. V., Ajaykumar, L., Deepak, C. R., Aditya, K. V. V. “Weldability, machinability and surfacing of commercial duplex stainless steel AISI2205 for marine applications—a recent review”. **Journal of Advanced Research**, Vol. 8, No. 3, pp. 183–199, 2017.
- Jeon, S-H., Kim, S-T., Lee, I-S., Park, Y-S. “Effects of sulfur addition on pitting corrosion and machinability behavior of super duplex stainless steel containing rare earth metals: Part 2”. **Corrosion Science**, Vol. 52, No. 10, pp. 3537-3547, 2010.
- Jeng, Y. R., Lin, Z. W., Shyu, S. H. “Changes of surface topography during running-in process”. **Journal of Tribology**, Vol. 126, No. 3, pp. 620–625, 2004.
- Jia, N., Peng, R. L., Wang, Y. D., Chai, G. C., Johansson, S., Wang, G., Liaw, P. K. “Interactions between the phase stress and the grain-orientation-dependent stress in duplex stainless steel during deformation”, **Acta Materialia**, Vol. 54, No. 15, pp. 3907-3916, 2006.
- Kahar, S. D. “Duplex stainless steels - an overview”. **International Journal of Engineering Research and Application**, Vol. 7, No. 4, pp. 27-36, 2017.
- Kalpakjian, S., Schmid, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**. Pearson Prentice Hall, 1205p, New Jersey, 2009.
- Kang, D. H., Lee, H. W. “Study of the correlation between pitting corrosion and the component ratio of the dual phase in duplex stainless steel welds”. **Corrosion Science**, Vol. 74, pp. 396-407, 2013.
- Kivisäkk, U. “Relation of room temperature creep and microhardness to microstructure and HISC”. **Materials Science and Engineering: A**, Vol. 527, No. 29–30, pp. 7684-7688, 2010.
- Klocke, F. **Manufacturing processes 1: cutting**. RWTH edition. Springer, 504p, Berlin-Heidelberg, 2011.
- Korkut, I., Kasap, M., Ciftci, I., Seker, U. “Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel”. **Materials & Design**, Vol. 25, No. 4, pp.303–305, 2004.
- Koyee, R. D., Eisseler, R., Schmauder, S. “Application of Taguchi coupled fuzzy multi-attribute decision making (FMADM) for optimizing surface quality in turning austenitic and duplex stainless steels”. **Measurement**, Vol. 58, No. 1, pp. 375-386, 2014b.

- Koyee, R. D., Heisel, U., Eisseler, R., Schmauder, S. "Modeling and optimization of turning duplex stainless steels". **Journal of Manufacturing Processes**, Vol. 16, No. 4, pp. 451-467, 2015.
- Koyee, R. D., Heisel, U., Schmauder, S., Eisseler, R. "Experimental investigation and multiobjective optimization of turning duplex stainless steels". **International Journal of Manufacturing Engineering**, 921081, 2014a.
- Krolczyk, G. M., Nieslony, P., Legutko, S., Stoic, A. "Microhardness changes gradient of the duplex stainless steel (DSS) surface layer after dry turning". **Metalurgija**, Vol. 53, No. 4, pp. 529-532, 2014a.
- Krolczyk, G. M., Nieslony, P., Legutko, S. "Microhardness and surface integrity in turning process of duplex stainless steel (DSS) for different cutting conditions". **Journal of Materials Engineering and Performance**, Vol. 23, No. 3, pp. 859-866, 2014b.
- Krolczyk, G. M., Nieslony, P., Legutko, S., Samardzic, I. "Investigation of the physical parameters of duplex stainless steel (DSS) surface integrity after turning", **Metalurgija**, Vol. 54, No. 1, pp. 87-90, 2015.
- Krolczyk, G. M., Maruda, R. W., Nieslony, P., Wieczorowski, M. "Surface morphology analysis of Duplex Stainless Steel (DSS) in Clean Production using the Power Spectral Density". **Measurement**, Vol. 94, pp. 464-470, 2016a.
- Krolczyk, G. M., Krolczyk, J. B., Maruda, R.W., Legutko, S., Tomaszewski, M. "Metrological changes in surface morphology of high-strength steels in manufacturing processes", **Measurement**, Vol. 88, pp. 176-185, 2016b.
- Krolczyk, G. M., Nieslony, P., Maruda, R. W., Wojciechowski, S. "Dry cutting effect in turning of a duplex stainless steel as a key factor in clean production". **Journal of Cleaner Production**, Vol. 142, No. 4, pp. 3343-3354, 2017.
- Kumar, K. S., Senthilkumar, J. S., Thirumalai, R. "Chip morphology investigation among dry, wet and gas cooled machining of super duplex stainless steel", **Applied Mechanics and Materials**, Vol. 592-594, pp. 811-815, 2014.
- Laopornpichayanuwat, W., Visessamit, J., Tianprateep, M. "3-D Surface roughness profile of 316-stainless steel using vertical scanning interferometry with a superluminescent diode", **Measurement**, Vol. 45, No. 10, pp. 2400-2406, 2012.
- Lee, B. Y., Tarng, Y. S. "Application of the Discrete *Wavelet* Transform to the Monitoring of Tool Failure in End Milling Using the Spindle Motor Current". **The International Journal Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 15, pp. 238-243, 1999.

- Lee, W. G., Kim, Y. H., Jang, H. "Surface roughness and the corrosion resistance of 21Cr ferritic stainless steel". **Corrosion Science**, Vol. 63, pp. 404-409, 2012.
- Li, B., Zheng, Y., Shi, S., Zhang, Z., Chen, X. "Cyclic deformation behavior and failure mechanism of S32205 duplex stainless steel under torsional fatigue loadings". **Materials Science and Engineering: A**, Vol. 786, 139443, 2020.
- Li, B., Zhang, S., Yan, Z., Zhang, J. "Effect of edge hone radius on chip formation and its microstructural characterization in hard milling of AISI H13 steel". **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. Vol. 97, No. 5, pp. 1-14, 2018.
- Li, B., Zhang, S., Zhang, Q., Li, L. "Simulated and experimental analysis on serrated chip formation for hard milling process". **Journal of Manufacturing Processes**, Vol. 44, pp. 337-348, 2019.
- Lyon, K. N., Marrow, T. J., Lyon, S. B. "Influence of milling on the development of stress corrosion cracks in austenitic stainless steel". **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 218, pp. 32-37, 2015.
- McCafferty, E. **Introduction to corrosion science**. Springer Science & Business Media, 2010.
- Machado A. R., Abrão A. M., Coelho R. T., Silva M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3ª edição. São Paulo: Blucher, 2015.
- Malta, P. O., Condé, B. L., Assumpção, R. F., Perasoli, D. B., Sicupira, D. C., Santos, D. B. "Effect of Annealing Temperature on Mechanical Behavior, Pitting Resistance and Grain Boundary Character of a 2304 Lean Duplex Stainless Steel". **Metallurgical and Materials Transactions A**, Vol. 50, pp. 2665–2677, 2019.
- Manohar, M., Joseph, J., Selvaraj, T., 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, pp. 620-642, 2013.
- Marcus, P. **Corrosion mechanisms in theory and practice**. CRC Press Inc., 941p, London: 3ª Ed 2012.
- Martinho, R. P., Silva, F. J. G., Martins, C., Lopes, H. "Comparative study of PVD and CVD cutting tools performance in milling of duplex stainless steel". **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 102, No. 1-4, pp. 2423–2439, 2019.
- Martins, C. A. R. **Análise comparativa do comportamento de um inserto provido de diferentes revestimentos na maquinagem de aço inoxidável duplex**. Dissertação de mestrado. ISEC, Coimbra, Portugal, 2017.

- Martins, M., Casteletti, L. C. “Microstructural characteristics and corrosion behavior of a super duplex stainless steel casting”. **Materials Characterization**, Vol. 60, No. 2, pp. 150-155, 2009.
- Mateo, A., Gironès, A., Keichel, J., Llanes, L., Akdut, N., Anglada, M. "Cyclic deformation behaviour of superduplex stainless steels”. **Materials Science and Engineering: A**, Vol. 314, No. 1–2, pp. 176-185, 2001.
- Matweb. Catálogo de Materiais. Disponível em: <<http://www.matweb.com/>>. Acesso em: 08/11/2020.
- Mileski, Y. R., Policena, M. R., Souza, A. J. “Análise das forças de usinagem geradas pelo fresamento frontal do aço inoxidável duplex Forta DX 2304”. **Anais do 11º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF)**, Curitiba, PR. 2021.
- Mohammadi, Y., Amirabadi, H. “Analytical modeling of work hardening of duplex steel alloys in the milling process”. **Journal of Mechanical Science Technology**, Vol. 36, pp. 1437–1449, 2022.
- Montgomery, D. C. **Introdução ao Controle Estatístico da Qualidade**. Editora LTC, 4ª Ed, 2004.
- Moore, D. S., Notz, W. I, Flinger, M. A. **The Basic Practice of Statistics**. 6 ed., New York: W. H. Freeman and Company, 2013.
- Morelo, F., Grabarski, M. I., Beltrão, P. A. C., Pintaude, G. “Surface integrity of bored super duplex stainless steel SAF 2507”. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Vol. 39, pp. 2649–2658, 2017.
- Mougo, A. L. **Microfresamento do aço superduplex: uma comparação mecanística com os aços inoxidáveis austenítico e ferrítico para as forças de usinagem e avaliação da superfície usinada**. Tese de Doutorado, UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Mecânica, 2016.
- M’Saoubi, R., Outeiro, J. C., Changeux, B., Lebrun, J. L., Dias, A. M. “Stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels”. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 96, No. 1–3, pp. 225–233, 1999.
- Nomani, J. **Built-up Edge Mechanisms in the Machining of Duplex Stainless Steels**. Ph.D. Thesis. School of Engineering, Deakin University, Australia, 2014.
- Nomani J., Pramanik, A., Hildtich, T., Littlefair, G. “Chip formation mechanism and machinability of wrought duplex stainless steel alloys”, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 80, No. 5-8, pp. 1127–1135, 2015.

- Nomani J., Pramanik A., Hildtich T., Littlefair G. “Investigation on the behavior of austenite and ferrite phases at stagnation region in the turning of duplex stainless steel alloys”, **Metallurgical and Materials Transactions A**, Vol. 47, No. 6, pp. 3165-3177, 2016
- Oliveira Jr., C. A. **Torneamento de aço inoxidável super duplex UNS S32750 e influência na resistência à corrosão**. 124 f. Dissertação. UNICAMP, Campinas, Brasil, 2013.
- Oliveira Jr., C. A., Diniz, A. E., Bertazzoli, R. “Correlating tool wear, surface roughness and corrosion resistance in the turning process of super duplex stainless steel”. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Vol. 36, pp. 775–785, 2014.
- Oliveira, L. G., Oliveira, C. H., Brito, T. G., Paiva, E. J., Paiva, A. P., Ferreira, J. R. “Nonlinear optimization strategy based on multivariate prediction capability ratios: Analytical schemes and model validation for duplex stainless steel end milling”. **Precision Engineering**, Vol. 66, pp. 229-254, 2020.
- Oliveira, J. J. M., Zoghbi Filho, J. R. B. “O pré-sal brasileiro e o problema da corrosão por CO₂”. **Revista da Pós-Graduação da Faculdade do Centro Leste**, Pós-Graduação Em Engenharia de Petróleo & Gás Natural, 2016.
- Olsson, J., Snis, M. “Duplex - A new generation of stainless steels for desalination plants”. **Desalination**, Vol. 205, No. 1-3, pp. 104-113, 2006.
- Outokumpu. Disponível em: <<https://www.outokumpu.com/en/products/forms/hotrolled-coil-strip-and-plate>>. Acesso em: 06/06/2018.
- Paiva, J. M. F., Torres, R. D., Amorim, F. L., Covelli, D., Tauhiduzzaman, M., Veldhuis, S., Dosbaeva, G., Fox-Rabinovich, G. “Frictional and wear performance of hard coatings during machining of superduplex stainless steel”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 92, No. 1-4, pp. 423–432, 2017.
- Paro, J., Hänninen, H., Kauppinen, V. “Tool wear and machinability of HIPed P/M and conventional cast duplex stainless steels”. **Wear**, Vol. 249, No. 3-4, pp. 279-284, 2001.
- Patra, S., Agrawal, A., Mandal, A., Podder, A. S. “Characteristics and Manufacturability of Duplex Stainless Steel: A Review”. **Transactions of the Indian Institute of Metals**, Vol. 74, pp. 1089–1098, 2021.
- Pawlus, P., Grabon, W. “The method of truncation parameters measurement from material ratio curve”. **Precision Engineering**, Vol. 32, No. 4, pp. 342–347, 2008.
- Pereira, H., Panossian, Z., Baptista, I., Azevedo, C. Y. “Investigation of stress corrosion cracking of austenitic, duplex and super duplex stainless steels under drop evaporation test using synthetic seawater”, **Materials Research**, Vol. 22, No. 2, 2019.

- Petropoulos, P. G. N., Pandazaras, N. P., Davim, J. P. “Surface texture characterization and evaluation related to machining”. In: Davim, J. Paulo **Surface Integrity in Machining**. London: Springer, Cap. 2, pp. 37–66, 2010.
- Philip, S. D., Chandramohan, P., Rajesh, P. K. “Prediction of surface roughness in end milling operation of duplex stainless steel using response surface methodology”, **Journal of Engineering Science and Technology**, Vol. 10, No. 3, pp. 340-352, 2015.
- Policena, M. R., Devitte, C., Fronza, G., Garcia, R. F., Souza, A. J. “Surface roughness analysis in finishing end-milling of duplex stainless steel UNS S32205”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Volume 98, p. 1617. 2018.
- Policena, M., Garcia, R., Souza, A. J. “Análise da rugosidade obtida no fresamento frontal de acabamento do aço inoxidável duplex LDX 2101”. **Anais do 10º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF)**, São Carlos, SP, 2019.
- Rajaguru, J., Arunachalam, N. “Investigation on machining induced surface and subsurface modifications on the stress corrosion crack growth behaviour of super duplex stainless steel”, **Corrosion Science**, Vol. 141, pp. 230-242, 2018.
- Rajaguru, J., Arunachalam, N. “Effect of machined surface integrity on the stress corrosion cracking behaviour of super duplex stainless steel”. **Engineering Failure Analysis**, Vol. 125, 105411, 2021.
- Rajaguru J., Arunachalam N. “A comprehensive investigation on the effect of flood and MQL coolant on the machinability and stress corrosion cracking of super duplex stainless steel”. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 276, 116417, 2020.
- Rao, J. R. “Machinability evaluation of work materials using a combined multiple attribute decision-making method”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 28, No. 3-4, pp. 221– 227, 2006.
- Raveendra, S., Gustavsson, F., Golpayegani, A., Haraldsson, J., Chai, G. “Microstructure analysis of segmented chips of super duplex stainless steel Sandvik SAF 2507TM using electron microscopy techniques”, **Materials Performance and Characterization**, Vol. 6, No. 3, pp. 1–10, 2017.
- Raymundo, E. A., Ambrozin, E. W., Ribeiro, R. B., Toledo, J. V. R., Souza, J. V. C. “Análises dos cavacos gerados no processo de fresamento do aço inoxidável duplex UNS S31803 (SAF 2205), como recebido”. **REGET-Revista de Gestão e Tecnologia**, v. 1, n. 2, p. 13-20, 2014.

- Renaudot, N., Chauveau, E., Mantel, M. “Machinability of duplex stainless steels long products: how to deal with the sulphur way?”, **Revue de Métallurgie**, Vol. 108, No. 4, pp. 245 – 257, 2011.
- Rousset, N. B. S., Chaouachi, M. A., Chellouf, A. “Role of surface finishing on pitting corrosion of a duplex stainless steel in seawater”. **Journal of Materials Engineering and Performance**, Vol. 5, No. 2, pp. 225–231, 1996.
- Ryu, S. H., Choi, D. K., Chu, C. N. “Roughness and texture generation on end milled surfaces”. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 46, No. 3–4, pp. 404–412, 2006.
- Saï, W. B., Salah, N. B., Lebrun, J. L. “Influence of machining by finishing milling on surface characteristics”. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 41, No. 3, pp. 443-450, 2001.
- Šajgalík, M., Kušnerová, M., Harničárová, M., Valíček, J., Czán, A., Czánová, T., Drbúl, M., Borzan, M., Kmec, J. “Analysis and Prediction of the Machining Force Depending on the Parameters of Trochoidal Milling of Hardened Steel”. **Applied Sciences**. Vol. 10, No. 5, 1788, 2020.
- Sambedana, S., Jagadeesha, T. “Finite element modelling of cutting forces in face milling of duplex stainless steel 2205”, **Journal Physics: Conference Series**. Vol. 1240, 18 a 22 Fev. 2019.
- Sambedana, S., Subhash, N., Raj, P. N., Jagadeesha, T. “Experimental study on surface roughness and optimization of process parameters using ANN-GA in milling of super-duplex stainless steel under dry and wet conditions”. In: Hiremath S., Shanmugam N., Bapu B. (eds) **Advances in Manufacturing Technology**. Springer, Singapore, pp. 399-409, 2019.
- Sandvik. **Stress corrosion cracking (SCC)**. Technical Center: Corrosion Knowledge. Sandvik AB, Sandviken, Sweden, 2021.
- Santos, C. E., Carneiro, J. R. G., Silva, G. C., Brito, P. P., Santos, Í, B., Campos, T. R. “Residual stress and surface microhardness post-milling in 2205 duplex steel”. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Vol. 113, pp. 3445–3455, 2021.
- Schultheiss, F., Zhou, J., Gröntoft, E., Ståhl, J.-E. “Sustainable machining through increasing the cutting tool utilization”, **Journal of Cleaner Production**, Vol. 59, pp. 298-307, 2013.
- Sedriks, A. J. **Corrosion of Stainless Steels**. 2. ed, John Wiley and Sons, 1996.
- Selvaraj, D. P., Chandramohan, P., Mohanraj, M., Rajesh, P. K. “Experimental investigations on surface roughness, cutting force and tool wear of duplex stainless steel in end milling using

- Taguchi method”, **International Review of Mechanical Engineering**, Vol. 7, No. 6, pp. 1133-1141, 2013.
- Selvaraj, D. P., Chandramohan, P., Mohanraj, M. “Optimization of surface roughness, cutting force and tool wear of nitrogen alloyed duplex stainless steel in a dry turning process using Taguchi method”. **Measurement**, Vol. 49, No. 1, pp. 205-215, 2014.
- Selvaraj, D. P. “Optimization of cutting force of duplex stainless steel in dry milling operation”, **Materials Today: Proceedings**, Vol. 4, No. 10, pp. 11141-11147, 2017.
- Selvaraj, D. P. “Experimental analysis of surface roughness of duplex stainless steel in milling operation”, **Advances in Manufacturing Processes**, Select Proceedings of ICEMMM 2018, pp. 373-382.
- Selvaraj, D. P., Chandramohan, P., Chandrasekar, P. “Experimental investigations of nitrogen alloyed duplex stainless steel in dry milling process”. **Journal of Engineering Science and Technology**, Vol. 13, No. 2, pp. 321-331, 2018.
- Selvaraj, D. P., Chandramohan, P., Rajesh, P. K. “Optimization of milling parameters of ASTM a 995 grade 4A duplex stainless steel using Taguchi technique”, **International Journal of Recent Technology and Engineering (IJRTE)**, Vol. 8, No. 3, pp. 5840-5843, 2019.
- Selvaraj, D. P. **Investigations on turning and milling operations of cast nitrogen alloyed duplex stainless steel**. Ph. D. Thesis, Faculty of Mechanical Engineering Anna University, Chennai, India, 2014.
- Sharma, P. C. **Production engineering**. S.Chand & Company Ltd, 10th ed. New Delhi, 2002.
- Shashanka R. **Fabrication of nano-structured duplex and ferritic stainless steel by planetary milling followed by consolidation**. 194 f. PhD Thesis. Department of Metallurgical and Materials Engineering, NIT Rourkela, India, 2016.
- Shaw, M. C. **Metal Cutting Principles**. 2.ed. New York, Oxford Series on Advanced Manufacturing, 2005.
- Silva, F. J. G., Martinho, R. P., Martins, C., Lopes, H., Gouveia, R. M. “Machining GX2CrNiMoN26-7-4 DSS alloy: wear analysis of TiAlN and TiCN/Al₂O₃/TiN coated carbide tools behavior in rough end milling operations”, **Coatings**, Vol. 9, No. 6, pp. 392-413, 2019.
- Silva, R., Baroni, L.F.S., Silva, M.B.R., Afonso, C.R.M., Kuri, S.E., Rovere, C.A.D. “Effect of thermal aging at 475°C on the properties of lean duplex stainless steel 2101”. **Materials Characterization**, Vol. 114, pp. 211-217, 2016.

- Silveira, E. R., Vieira, E. R., Medeiros, J. L. B., Grohs, F. S., Biehl, L. V. “Efeito do grau de deformação na formação de martensita induzida por deformação em uma liga de aço inox duplex UNS S32205”. **Revista Liberato**, Vol. 19, No. 31, pp. 85-101, 2018.
- Siow, K. S., Song, T. Y., Qiu, J. H. “Pitting corrosion of duplex stainless steels”. **Anti-Corrosion Methods and Materials**, Vol. 48, No. 1, pp. 31 – 37, 2001.
- 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, UFRGS, 2016.
- Sória, B. S., Policena, M. R., Souza, A. J. “Effects of tool state on the output parameters of front milling using discrete *Wavelet* transform”. In: **ICEMSO 2019**, Berlin, Germany, Jul 22-23, 2019. Conference Proceedings, Part VII, pp. 845-849, 2019.
- Ståhl, J.-E. **Metal Cutting – Theories and Models**. Division of Production and Materials Engineering, Lund University, Lund, Sweden: Lund University Press, 580p., 2012.
- Suresh, R., Shivaramu, L., Kumar, N. G. S., Dath, T. N. S. “Effect of process parameters on cutting forces and surface roughness in machining of DSS 2205 using Taguchi’s approach”, **Applied Mechanics and Materials**, Vol. 895, pp. 26-31, 2019.
- Szklarska-Smialowska, Z. **Pitting and Crevice Corrosion**. 1° ed. Texas: NACE International, The Corrosion Society, 605p, 2005.
- Talus, E. **Optimal use of duplex stainless steel in storage tanks**. MSc Dissertation, Department of Management and Engineering, Linköping University, Sweden, 2013.
- Tangjitsitcharoen, S. “Analysis of chatter in ball end milling by *Wavelet* transform”. **International Journal of Mechanical, Aerospace, Industrial, Mechatronic and Manufacturing Engineering**, Vol. 6, No. 11, 2012.
- Tavares, S. M. O. **Analysis of surface roughness and models of mechanical contacts**. 134 f. MSc Dissertation. Facoltà di Ingegneria (Università di Pisa)/Faculdade de Engenharia (Universidade do Porto), 2005.
- Tavares, J. M. R. S., **Indicação dos estados de superfície**. CFAC – Concepção e Fabrico Assistidos por Computador. FEUP – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2012. Em: <<http://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFACG/Downloads/Apontamentos/>>
- Thakur, A., Gangopadhyay, S. “State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys”. **International Journal Machine Tools Manufacture**, Vol. 100, pp. 25–54, 2016.
- Toh, C. “Static and dynamic cutting force analysis when high speed rough milling hardened steel”. **Materials e Design**, Vol. 25, No. 1, pp. 41-50, 2004.

- Tran, M. Q., Liu, M. K. “Chatter identification in end milling process based on cutting force signal processing”. IOP Conf. Ser.: **Materials Science Engineering**, Vol. 654, Art. 012001, 2019.
- Trent, E., Wright P. **Metal Cutting**. Boston: Butterworth Heinemann, 4^a Ed, 2000.
- Tsay, L. W., Young, M. C., Shin, C.-S., Chan, S. L. I. “Hydrogen-enhanced cracking of 2205 duplex stainless steel”. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, Vol. 30, pp. 1228-1236, 2007.
- Turnbull, A., Mingard, K., Lord, J. D., Roebuck, B., Tice, D. R., Mottershead, K. J., Fairweather, N. D., Bradbury, A. K. “Sensitivity of stress corrosion cracking of stainless steel to surface machining and grinding procedure”. **Corrosion Science**, Vol. 53, No. 10, pp. 3398-3415, 2011.
- Uhlmann, E., Riemer, H., Schröter, D., Sammler, F., Richarz, S. “Substitution of coolant by using a closed internally cooled milling tool”, **Procedia CIRP**, Vol. 61, No. 1, pp. 553-557, 2017.
- Verma, J., Taiwade, R. S. “Effect of welding processes and conditions on the microstructure, mechanical properties and corrosion resistance of duplex stainless steel weldments - A review”, **Journal of Manufacturing Processes**, Vol. 25, pp. 134–152, 2017.
- Vignal, V., Mary, N., Ponthiaux, P., Wenger, F. “Influence of friction on the local mechanical and electrochemical behaviour of duplex stainless steels”. **Wear**, Vol. 261, No. 9, pp. 947-953, 2006.
- Von der Ohe, C. B., Johnsen, R., Espallargas, N. “Multi-degradation behavior of austenitic and super duplex stainless steel— the effect of 4-point static and cyclic bending applied to a simulated seawater tribocorrosion system”, **Wear**, Vol. 288, pp. 39-53, 2012.
- Walter Tools, **Manual Técnico**. Disponível em: <https://www.waltertools.com/engb/tools/innovations/milling/Pages/innovations-milling-2/new-products-milling_2.aspx>. 2018. Acesso em 23/02/2018.
- Witty, M., Bergs, T., Schäfer, A., Cabral, G. "Cutting Tool Geometry for Plunge Milling–Process Optimization for a Stainless Steel”. **Procedia CIRP**, Vol. 1, pp. 506-511, 2012.
- Youssef, H. A. **Machining of stainless steels and super alloys: traditional and nontraditional techniques**. Wiley, Alexandria University, Alexandria, Egypt, 2016.
- Zhang, S., Guo, Y. B. “An experimental and analytical analysis on chip morphology, phase transformation, oxidation, and their relationships in finish hard milling”. **International Journal of Machine Tools e Manufacture**, Vol. 49, No. 11, pp. 805–813, 2009.

Zhang, Z., Jing, H., Xu, L., Han, Y., Zhao, L., Zhang, J. "Influence of microstructure and elemental partitioning on pitting corrosion resistance of duplex stainless steel welding joints". **Applied Surface Science**, Vol. 394, pp. 297-314, 2017.

Zhou, N. **Influence of grinding operations on surface integrity and chloride induced stress corrosion cracking of stainless steels.** 71f. Thesis (Licentiate Thesis in Chemistry) - Royal Institute of Technology, School of Chemical Science and Engineering, Stockholm, 2016.

APÊNDICES

APÊNDICE A – Resumo dos trabalhos sobre fresamento de DSS

A Tabela A.1 apresenta a síntese dos trabalhos desenvolvidos em fresamento de DSS.

Tabela A.1 – Trabalhos em fresamento de DSS.

Autores	Material	Dados analisados	Parâmetros de corte	Método de lubrificação/refrigeração
Airao <i>et al.</i> (2018)	2507	Rugosidade	v_c (62,8; 87,92; 113,04 m/min), f_z (0,08; 0,12; 0,16 mm/dente), a_p (0,5 mm)	A seco/abundante
Amaro <i>et al.</i> (2018)	Lean EN 1.4347	Vida ferramenta	v_c (120; 240; 300 m/min), f_z (0,15; 0,2 mm/dente), a_p (7,5 mm)	-
Amaro <i>et al.</i> (2020)			v_c (90; 120; 240; 300 m/min), f_z (0,1; 0,15; 0,2 mm/dente), a_p (2,5; 7,5 mm)	-
Andersson (2017)	SS2343 (316), SS2377 (EN 1.4462-S32205), CORRAX	APC	v_c (150; 165; 200 m/min), f_z (0,1; 0,2; 0,25 mm/dente), a_p (3 mm)	A seco/abundante
Bergquist e Olsson (2006)	S32101, S32205, S30403(304L), S31603(316L)	Vida ferramenta	v_c (150 m/min), f_z (-), a_p (-)	-
Bouزيد <i>et al.</i> (2004)	S39274	Rugosidade	v_c (78; 111; 157; 219; 314 m/min), f_z (0,1; 0,15; 0,2; 0,25; 0,28 mm/dente), a_p (0,1; 0,5; 1,0; 1,5; 2,0 mm)	-
Fonseca <i>et al.</i> (2008)	S32750	Tensão residual	v_c (34; 100 m/min), f (6; 25 mm/volta), a_p (0,1; 0,2; 0,5 mm)	Abundante
Garcia (2019)	DX 2205, LDX 2101	Rugosidade, Força de usinagem, Cavacos	v_c (80; 95; 110 m/min), f_z (0,05; 0,125; 0,2 mm/dente), a_p (0,2; 0,4; 0,6 mm)	A seco
George <i>et al.</i> (2021)	S32205 e S2750	Consumo de energia	n (1400, 2800, 4200, 5600 rpm) f (50, 100, 150 mm/min) a_p (0,7 mm)	A seco
Gouveia <i>et al.</i> (2016)	Standard J93372	Rugosidade	v_c (50 m/min), a_p (0,5 mm), f_z (0,0113; 0,0156; 0,0158 mm/dente)	Abundante
Martinho <i>et al.</i> (2019)	S32520 (EN 1.4507)	Vibração	v_c (120 m/min), f_z (0,15 mm/dente), a_p (1 mm)	A seco

Autores	Material	Dados analisados	Parâmetros de corte	Método de lubrificação
Martins (2017)	S32520 (EN 1.4507), S32760 (EN 1.4501)	Rugosidade	v_c (120 m/min), f_z (0,15 mm/dente), a_p (1 mm)	A seco
Mohammadi e Amirabadi (2022)	2205	Rugosidade, deformação	v_c (23; 37; 75 m/min), f_z (0,05; 0,08; 0,16 mm/dente), a_p (3 mm)	-
Philip <i>et al.</i> (2015)	J92205	Rugosidade	n (500; 1000 rpm), v_f (40; 100 mm/min), a_p (0,4; 1,2 mm)	A seco
Policena <i>et al.</i> (2018)	S32205	Rugosidade	v_c (30; 45; 60 m/min), f_z (0,05; 0,1; 0,15 mm/dente), a_p (0,2; 0,4; 0,6 mm)	A seco
Raymundo <i>et al.</i> (2014)	S31803 (EN 1.4462)	Cavacos	v_c (160; 170; 180; 200 m/min), f_z (0,08; 0,1; 0,15 mm/dente), a_p (1,0; 2,0 mm)	Abundante
Saï <i>et al.</i> (2001)	S39274	Rugosidade, Tensão residual	v_c (160; 200; 315; 440 m/min), f_z (0,05; 0,1; 0,15; 0,2 mm/dente), a_p (0,5 mm)	-
Sambedana e Jagadeesha (2019)	DSS 2205	Força de usinagem	n (202 rpm), a_p (0,8 mm), f_z (10; 30; 50; 70; 90 $\mu\text{m/z}$)	A seco
Sambedana <i>et al.</i> (2019)	SAF 2507	Rugosidade, Temperatura	v_c (60; 80; 100 m/min), f_z (0,05; 0,1; 0,15 mm/dente), a_p (0,5 mm)	A seco/abundante
Santos <i>et al.</i> (2021)	2205	Microdureza, Tensões residuais	v_c (298; 651 m/min), f_z (0,01; 0,018 mm/dente), a_p (1,0 mm)	-
Schultheiss <i>et al.</i> (2013)	S32304 (EN 1.4362)	Impacto ambiental	v_c (80 m/min), f_z (0,15 mm/dente), a_p (2 mm)	A seco
Selvaraj <i>et al.</i> (2013)	J93404 (EN 1.4463)	Rugosidade, Força de usinagem, Desgaste ferramenta	n (500; 710; 1000 rpm), v_f (63; 100; 160 mm/min), a_p (0,5 mm)	A seco
Selvaraj (2017)	J93404 (EN 1.4463)	Força de usinagem	n (500; 750; 1000 rpm), v_f (63; 100; 160 mm/min), a_p (0,4; 0,8; 1,2 mm)	A seco
Selvaraj (2018)	J93404 (EN 1.4463)	Rugosidade	n (500; 710; 1000 rpm), v_f (40; 100; 160 mm/min), a_p (0,4; 0,8; 1,2 mm)	A seco
Selvaraj <i>et al.</i> (2018)	A 995 grade 4A (J92205) and 5A (EN 1.4463)	Rugosidade, Força de usinagem	n (355; 500; 710; 1000; 1400 rpm), v_f (63; 100; 160 mm/min), a_p (0,5 mm)	A seco
Selvaraj <i>et al.</i> (2019)	A 995 grade 4A (J92205)	Rugosidade, Força de usinagem, Desgaste ferramenta	n (500; 710; 1000 rpm), v_f (63; 100; 160 mm/min), a_p (-)	A seco

Autores	Material	Dados analisados	Parâmetros de corte	Método de lubrificação
Silva <i>et al.</i> (2019)	S32760 (EN 1.4501)	Rugosidade, Cavacos	v_c (76,2 m/min), f_z (0,15 mm/dente), a_p (1 mm)	A seco
Suresh <i>et al.</i> (2019)	S32205	Rugosidade, Força de usinagem	n (1500; 2000; 2500 rpm), f_z (0,15; 0,2; 0,25 mm/dente), a_p (0,25; 0,5; 0,75 mm)	A seco
Oliveira <i>et al.</i> (2020)	S32205	Rugosidade Otimização	v_c (56,6; 60; 65; 70; 73,4 m/min) f_z (0,07; 0,08; 0,1; 0,12; 0,13 mm/dente), a_e (13,98; 15; 16,5; 18; 19,02 mm)	A seco
Uhlmann <i>et al.</i> (2017)	S32205	Vida ferramenta, Temperatura	v_c (200; 250; 300 m/min), f_z (0,15 mm/dente), a_p (0,5 mm)	A seco

- não informado.

APÊNDICE B – Modelo de aquisição de sinais das forças de usinagem

A taxa de aquisição foi de 5000 pontos por segundo (5 kS/s ou 5 kHz) para todos os passes. O tempo de corte (t_c) foi determinado para cada combinação utilizando a Equação (B1). 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).

$$t_c = \frac{L}{v_f} = \frac{60 \cdot L}{f_z \cdot z \cdot n} \quad (\text{B1})$$

O tempo t_c correspondente a cada combinação foi multiplicado pela taxa de aquisição de 5 kHz. Isso determina pela Equação (B2) o número total de pontos da amostra ($NTPa$), que corresponde ao limite superior do intervalo de análise.

$$NTPa = 5000 \cdot t_c \quad (\text{B2})$$

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, na sequência esta quantidade de pontos foi multiplicada por 10 (NPR_{10}), conforme mostra a Equação (B3).

$$NPR_{10} = (NPR) \cdot 10 = \left(\frac{5\,000 \cdot 60}{n} \right) \cdot 10 = \frac{3\,000\,000}{n} \quad (\text{B3})$$

O número de pontos correspondente ao limite inferior do intervalo de análise (LIA) foi calculado pela Equação (B4).

$$LIA = NTPa - NPR_{10} \quad (\text{B4})$$

O modelo de aquisição de sinal foi proposto na região estável de corte (centro do corpo de prova) em cada passe do experimento para o LDX 2101, DX 2304 e DX 2205 devido aos mesmos parâmetros de corte.

O tempo de corte (t_c [s]) foi determinado para cada combinação utilizando a Equação (B1), considerando um comprimento $L = 32$ mm. Tal valor refere-se ao diâmetro da ferramenta (20 mm) acrescido de 8 mm (distância inicial fora da peça) mais 4 mm no corpo de prova. Os tempos utilizados nos experimentos encontram-se na Tabela B.1.

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 (7). Os valores de cada amostra são encontrados na Tabela B.2.

Tabela B.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

Tabela B.2 – Variáveis independentes aleatorizadas pelo BBD.

Amostra	Variáveis independentes de entrada				t_c [s]	$NTPa$
	v_c [m/min]	n [rpm]	f_z [mm/dente]	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

APÊNDICE C – Algoritmo para determinar AFC e ADF [Tavares, 2005]

```

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

```

APÊNDICE D – Resultados de força

A Tabela D.1 apresenta os valores calculados das parcelas estáticas das forças de usinagem (μF_U) a partir das componentes ortogonais (F_x, F_y, F_z) medidas no fresamento dos quatro DSS.

Tabela D.1 – Valores calculados da parcela estática da força de usinagem.

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta μF_U [N]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	64	75	99	142
2	80	0,200	0,4	158	178	207	244
3	80	0,125	0,6	180	195	202	293
4	95	0,050	0,6	100	116	132	167
5	110	0,050	0,4	70	84	77	84
6	95	0,050	0,2	45	59	51	68
7	110	0,125	0,2	47	85	72	97
8	80	0,050	0,4	65	94	83	100
9	95	0,125	0,4	117	146	137	153
10	95	0,200	0,2	93	135	88	111
11	95	0,200	0,6	259	307	286	255
12	110	0,125	0,6	189	208	213	212
13	110	0,200	0,4	142	167	174	442
14	95	0,125	0,4	115	138	139	162
15	95	0,125	0,4	121	140	121	148

A Tabela D.2 exibe os valores calculados das parcelas dinâmicas das forças de usinagem (ΔF_U) a partir das componentes ortogonais (F_x, F_y, F_z) medidas no fresamento dos quatro DSS.

Tabela D.2 – Valores calculados da parcela dinâmica da força de usinagem.

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta ΔF_U [N]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	±40	±46	±59	±50
2	80	0,200	0,4	±100	±108	±116	±185
3	80	0,125	0,6	±133	±127	±132	±213
4	95	0,050	0,6	±76	±72	±64	±101
5	110	0,050	0,4	±41	±47	±92	±73
6	95	0,050	0,2	±20	±28	±26	±46
7	110	0,125	0,2	±40	±53	±49	±64
8	80	0,050	0,4	±46	±54	±97	±93
9	95	0,125	0,4	±79	±93	±65	±116
10	95	0,200	0,2	±58	±81	±57	±53
11	95	0,200	0,6	±173	±194	±160	±183
12	110	0,125	0,6	±134	±135	±148	±132
13	110	0,200	0,4	±103	±116	±110	±185
14	95	0,125	0,4	±75	±84	±92	±101
15	95	0,125	0,4	±82	±87	±104	±107

A Tabela D.3 mostra os valores das parcelas estáticas das forças ativas (μF_A) calculados a partir das componentes ortogonais (F_x, F_y) medidas no fresamento dos quatro DSS.

Tabela D.3 – Valores calculados da parcela estática da força ativa.

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta μF_A [N]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	46	57	80	86
2	80	0,200	0,4	137	158	183	212
3	80	0,125	0,6	170	187	189	257
4	95	0,050	0,6	89	106	117	147
5	110	0,050	0,4	53	72	58	57
6	95	0,050	0,2	24	43	24	36
7	110	0,125	0,2	30	68	42	57
8	80	0,050	0,4	53	83	67	69
9	95	0,125	0,4	100	131	103	118
10	95	0,200	0,2	67	115	47	72
11	95	0,200	0,6	244	295	254	234
12	110	0,125	0,6	179	200	197	163
13	110	0,200	0,4	124	151	118	412
14	95	0,125	0,4	97	121	97	118
15	95	0,125	0,4	103	124	84	108

A Tabela D.4 exhibe os valores das parcelas dinâmicas das forças ativas (ΔF_A) calculados a partir das componentes ortogonais (F_x, F_y) medidas no fresamento dos quatro DSS.

Tabela D.4 – Valores calculados da parcela dinâmica da força ativa

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta ΔF_A [N]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	±33	±40	±58	±59
2	80	0,200	0,4	±97	±104	±110	±184
3	80	0,125	0,6	±134	±127	±132	±221
4	95	0,050	0,6	±80	±75	±65	±98
5	110	0,050	0,4	±40	±49	±85	±70
6	95	0,050	0,2	±20	±26	±20	±33
7	110	0,125	0,2	±31	±48	±43	±48
8	80	0,050	0,4	±47	±54	±83	±86
9	95	0,125	0,4	±79	±95	±67	±121
10	95	0,200	0,2	±56	±78	±49	±57
11	95	0,200	0,6	±173	±199	±159	±181
12	110	0,125	0,6	±136	±136	±146	±146
13	110	0,200	0,4	±95	±110	±88	±188
14	95	0,125	0,4	±75	±87	±81	±94
15	95	0,125	0,4	±80	±88	±90	±111

A Tabela D.5 apresenta os valores das parcelas estáticas das forças passivas (μF_P) calculados a partir da componente axial da força (F_z) medida no fresamento dos quatro DSS.

Tabela D.5 – Valores calculados da parcela estática da força passiva

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta μF_P [N]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	42	48	56	110
2	80	0,200	0,4	76	79	95	114
3	80	0,125	0,6	54	53	68	131
4	95	0,050	0,6	41	41	58	72
5	110	0,050	0,4	43	41	50	53
6	95	0,050	0,2	36	40	44	56
7	110	0,125	0,2	34	50	57	77
8	80	0,050	0,4	36	42	46	69
9	95	0,125	0,4	58	62	85	90
10	95	0,200	0,2	62	69	72	78
11	95	0,200	0,6	81	83	128	89
12	110	0,125	0,6	56	56	85	128
13	110	0,200	0,4	67	70	127	156
14	95	0,125	0,4	59	63	97	107
15	95	0,125	0,4	60	64	84	95

A Tabela D.6 mostra os valores das parcelas dinâmicas das forças passivas (ΔF_P) calculados a partir da componente axial da força (F_z) medida no fresamento dos quatro DSS.

Tabela D.6 – Valores calculados da parcela dinâmica da força passiva

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta ΔF_P [N]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	±24	±25	±32	±35
2	80	0,200	0,4	±38	±36	±49	±75
3	80	0,125	0,6	±25	±24	±34	±62
4	95	0,050	0,6	±19	±18	±33	±67
5	110	0,050	0,4	±21	±16	±50	±62
6	95	0,050	0,2	±14	±17	±26	±48
7	110	0,125	0,2	±26	±27	±33	±52
8	80	0,050	0,4	±17	±20	±52	±50
9	95	0,125	0,4	±33	±28	±45	±56
10	95	0,200	0,2	±32	±32	±45	±58
11	95	0,200	0,6	±43	±29	±61	±86
12	110	0,125	0,6	±29	±22	±47	±50
13	110	0,200	0,4	±44	±42	±73	±66
14	95	0,125	0,4	±34	±30	±62	±59
15	95	0,125	0,4	±37	±33	±63	±52

APÊNDICE E – Resultados de rugosidade

A Tabela E.1 exibe os valores da rugosidade média (R_a) adquiridos nas amostras geradas durante o fresamento frontal dos quatro DSS.

Tabela E.1 – Valores de R_a medidos

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta R_a [μm]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	0,71 \pm 0,15	0,19 \pm 0,06	0,64 \pm 0,01	0,32 \pm 0,02
2	80	0,200	0,4	0,67 \pm 0,03	0,23 \pm 0,06	0,72 \pm 0,02	0,20 \pm 0
3	80	0,125	0,6	0,38 \pm 0,05	0,20 \pm 0,04	0,48 \pm 0	0,18 \pm 0,03
4	95	0,050	0,6	0,37 \pm 0,04	0,23 \pm 0,11	0,32 \pm 0,02	0,22 \pm 0
5	110	0,050	0,4	0,56 \pm 0,28	0,34 \pm 0,04	0,37 \pm 0,01	0,20 \pm 0
6	95	0,050	0,2	0,29 \pm 0,01	0,37 \pm 0,03	0,35 \pm 0,01	0,39 \pm 0,03
7	110	0,125	0,2	0,49 \pm 0,07	0,26 \pm 0,04	0,34 \pm 0	0,20 \pm 0,01
8	80	0,050	0,4	0,31 \pm 0,02	0,38 \pm 0,05	0,28 \pm 0	0,27 \pm 0,02
9	95	0,125	0,4	0,45 \pm 0,06	0,46 \pm 0,03	0,43 \pm 0	0,28 \pm 0,04
10	95	0,200	0,2	0,51 \pm 0,05	0,38 \pm 0,05	0,57 \pm 0	0,27 \pm 0,02
11	95	0,200	0,6	0,54 \pm 0,01	0,24 \pm 0,02	0,75 \pm 0,18	0,38 \pm 0,02
12	110	0,125	0,6	0,38 \pm 0	0,24 \pm 0,02	0,41 \pm 0,01	0,31 \pm 0,02
13	110	0,200	0,4	0,43 \pm 0,01	0,26 \pm 0	0,61 \pm 0	0,38 \pm 0,05
14	95	0,125	0,4	0,37 \pm 0,03	0,42 \pm 0,05	0,50 \pm 0,01	0,48 \pm 0,06
15	95	0,125	0,4	0,37 \pm 0,01	0,30 \pm 0,03	0,43 \pm 0	0,43 \pm 0,05

A Tabela E.2 mostra os valores da rugosidade média parcial (R_z) obtidos nas amostras geradas no fresamento frontal dos quatro DSS.

Tabela E.2 – Valores de R_z medidos

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta R_z [μm]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	$4,01 \pm 0,54$	$1,38 \pm 0,54$	$3,08 \pm 0,06$	$2,24 \pm 0,07$
2	80	0,200	0,4	$4,03 \pm 0,52$	$1,59 \pm 0,57$	$3,05 \pm 0,06$	$1,49 \pm 0,09$
3	80	0,125	0,6	$2,73 \pm 0,12$	$1,29 \pm 0,30$	$2,78 \pm 0,07$	$1,33 \pm 0,09$
4	95	0,050	0,6	$2,45 \pm 0,18$	$1,21 \pm 0,51$	$2,07 \pm 0,04$	$1,39 \pm 0,03$
5	110	0,050	0,4	$3,50 \pm 1,58$	$1,96 \pm 0,20$	$2,36 \pm 0,05$	$1,48 \pm 0$
6	95	0,050	0,2	$1,98 \pm 0,14$	$1,97 \pm 0,22$	$2,56 \pm 0,10$	$2,06 \pm 0,21$
7	110	0,125	0,2	$3,00 \pm 0,43$	$1,63 \pm 0,22$	$2,50 \pm 0,01$	$1,43 \pm 0,17$
8	80	0,050	0,4	$2,24 \pm 0,11$	$2,15 \pm 0,13$	$1,98 \pm 0,10$	$1,80 \pm 0,02$
9	95	0,125	0,4	$2,74 \pm 0,12$	$2,40 \pm 0,50$	$2,51 \pm 0,02$	$2,06 \pm 0,41$
10	95	0,200	0,2	$2,64 \pm 0,06$	$2,07 \pm 0,35$	$3,03 \pm 0,06$	$1,77 \pm 0,16$
11	95	0,200	0,6	$3,40 \pm 0,53$	$1,41 \pm 0,07$	$3,90 \pm 0,70$	$2,77 \pm 0,15$
12	110	0,125	0,6	$2,60 \pm 0,07$	$1,40 \pm 0,15$	$2,37 \pm 0,03$	$1,92 \pm 0,03$
13	110	0,200	0,4	$2,90 \pm 0$	$1,53 \pm 0,08$	$3,25 \pm 0,04$	$2,94 \pm 0,12$
14	95	0,125	0,4	$2,62 \pm 0,02$	$2,40 \pm 0,19$	$2,77 \pm 0,08$	$3,15 \pm 0,12$
15	95	0,125	0,4	$2,87 \pm 0,08$	$1,90 \pm 0,30$	$2,54 \pm 0,04$	$2,89 \pm 0,36$

APÊNDICE F – Resultados de microdureza dos cavacos

A Tabela F.1 exibe os valores da microdureza dos cavacos medidos nas amostras produzidas pelo fresamento frontal dos quatro DSS.

Tabela F.1 – Valores da microdureza dos cavacos.

Passes (amostras)	Fatores Controláveis			Variável de Resposta <i>Dureza</i> [HV _{0,1}]			
	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	LDX 2101	DX 2304	DX 2205	SDX 2507
1	80	0,125	0,2	469 ± 12	439 ± 20	448 ± 15	449 ± 67
2	80	0,200	0,4	420 ± 31	432 ± 14	479 ± 64	484 ± 21
3	80	0,125	0,6	401 ± 15	432 ± 34	467 ± 21	510 ± 38
4	95	0,050	0,6	383 ± 37	422 ± 17	458 ± 17	516 ± 27
5	110	0,050	0,4	428 ± 10	410 ± 11	446 ± 19	467 ± 12
6	95	0,050	0,2	407 ± 10	401 ± 34	442 ± 18	455 ± 44
7	110	0,125	0,2	434 ± 18	434 ± 26	466 ± 21	402 ± 24
8	80	0,050	0,4	478 ± 13	399 ± 7	532 ± 6	410 ± 63
9	95	0,125	0,4	434 ± 28	431 ± 12	466 ± 25	507 ± 36
10	95	0,200	0,2	402 ± 11	419 ± 15	464 ± 11	523 ± 17
11	95	0,200	0,6	411 ± 14	416 ± 18	464 ± 12	519 ± 29
12	110	0,125	0,6	391 ± 17	412 ± 13	458 ± 20	503 ± 18
13	110	0,200	0,4	448 ± 4	403 ± 6	445 ± 8	463 ± 22
14	95	0,125	0,4	465 ± 9	423 ± 13	466 ± 3	507 ± 14
15	95	0,125	0,4	456 ± 16	413 ± 14	454 ± 9	489 ± 12

APÊNDICE G – Valores obtidos no ensaio de corrosão

A Tabela G.1 apresenta os valores obtidos no ensaio de corrosão com os parâmetros de corte, a perda de massa após o ensaio, a área percentual dos pites na amostra e a quantidade de pites por mm^2 .

Tabela G.1 – Valores obtidos no ensaio de corrosão.

Material	Passe	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	a_p [mm]	Perda de massa [g]	Área da amostra em pites [%]	Pites/área [mm^2]
LDX 2101 (PREN = 20,5*)	2	80	0,200	0,4	0,1502	0,75	67
	18	80	0,050	0,2	0,1921	0,30	21
DX 2304 (PREN = 22,1*)	9	95	0,125	0,4	0,1409	0,52	37
	18	80	0,200	0,2	0,1153	0,37	28
DX 2205 (PREN = 33,9*)	11	95	0,200	0,6	0,0831	0,26	21
	17	110	0,050	0,2	0,1079	0,24	20
SDX 2507 (PREN = 33,7*)	14	95	0,125	0,4	0,0173	0,31	23
	16	110	0,050	0,2	0,0118	0,20	20

*Valores de resistência a corrosão por pite (PREN) calculados pela Equação (2.1)

A Tabela G.2 mostra os valores obtidos na ANOVA da relação entre o percentual de pites e os parâmetros de corte. Alguns termos não constam pois não puderam ser estimados e foram removidos: efeito quadrático de (a_p^2) e as interações entre os fatores.

Tabela G.2 – ANOVA do percentual de pites obtidos no ensaio de corrosão.

Fator	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Prop (%)
v_c	0,007350	1	0,007350	0,435	4,31
f_z	0,002450	1	0,002450	0,632	1,43
a_p	0,07220	1	0,07220	0,093	42,37
v_c^2	0,035703	1	0,035703	0,054	20,95
f_z^2	0,004741	1	0,004741	0,057	2,78
Erro	0,015650	2	0,007825	-	9,2
Total	0,170387	7	-	-	-

$R^2 = 90,8\%$

APÊNDICE H – ANOVAS completas

A Tabela H.1 apresenta a análise de variância completa referente às rugosidades e forças do LDX 2101.

Tabela H.1 – ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do LDX 2101.

Fator	μF_v					ΔF_v				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	45,1	1	45,1	0,492	0,09	0,1	1	0,1	0,941	0,004
f_z	17298,0	1	17298,0	0,001	34,38	7875,1	1	7875,1	0,001	31,11
a_p	28680,1	1	28680,1	0,001	57,01	16020,5	1	16020,5	0,001	63,29
v_c^2	160,0	1	160,0	0,222	0,32	1,3	1	1,3	0,815	0,005
f_z^2	20,1	1	20,1	0,642	0,04	115,1	1	115,1	0,064	0,45
a_p^2	293,6	1	293,6	0,118	0,58	277,3	1	277,3	0,014	1,1
$v_c \times f_z$	110,0	1	110,0	0,299	0,22	16,0	1	16,0	0,418	0,07
$v_c \times a_p$	169,0	1	169,0	0,211	0,34	0,3	1	0,3	0,917	0,004
$f_z \times a_p$	3080,3	1	3080,3	0,002	6,13	870,3	1	870,3	0,001	3,44
Erro	411,4	5	82,28	-	0,17	102,9	5	20,58	-	0,40
Total	50307,3	14	-	-	-	25310,0	14	-	-	-
	$R^2 = 97,9\%$					$R^2 = 99,5\%$				

Fator	R_a					R_z				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	0,022401	1	0,022401	0,169	10,64	0,58140	1	0,58140	0,176	12,14
f_z	0,083368	1	0,083368	0,027	39,61	1,96350	1	1,96350	0,034	41,01
a_p	0,013339	1	0,013339	0,271	6,33	0,02494	1	0,02494	0,757	0,52
v_c^2	0,009751	1	0,009751	0,338	4,63	0,30166	1	0,30166	0,308	6,30
f_z^2	0,000390	1	0,000390	0,841	0,01	0,12074	1	0,12074	0,505	2,52
a_p^2	0,006073	1	0,006073	0,442	2,88	0,00263	1	0,00263	0,920	0,05
$v_c \times f_z$	0,020544	1	0,020544	0,185	9,76	0,38028	1	0,38028	0,259	7,94
$v_c \times a_p$	0,011025	1	0,011025	0,311	5,24	0,18922	1	0,18922	0,410	3,95
$f_z \times a_p$	0,000469	1	0,000469	0,826	0,22	0,02007	1	0,02007	0,782	0,41
Erro	0,043499	5	0,008700	-	20,67	1,17179	5	0,24336	-	24,47
Total	0,210433	14	-	-	-	4,78703	14	-	-	-
	$R^2 = 79,3\%$					$R^2 = 75,5\%$				

A Tabela H.2 exibe a análise de variância completa referente às rugosidades e forças do DX 2304.

Tabela H.2 – ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do DX 2304.

Fator	μF_U					ΔF_U				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	0,5	1	0,5	0,97	0,001	28,1	1	28,1	0,581	0,11
f_z	23544,5	1	23544,5	0,001	41,04	11100,5	1	11100,5	0,0001	42,98
a_p	27848,0	1	27848,0	0,001	48,55	12720,1	1	12720,1	0,0001	49,24
v_c^2	535,4	1	535,4	0,246	0,93	101,8	1	101,8	0,313	0,39
f_z^2	7,9	1	7,9	0,88	0,013	8,3	1	8,3	0,762	0,032
a_p^2	484,8	1	484,8	0,267	0,85	194,1	1	194,1	0,182	0,75
$v_c \times f_z$	0,2	1	0,2	0,978	0,001	56,3	1	56,3	0,442	0,22
$v_c \times a_p$	2,3	1	2,3	0,935	0,001	0,0	1	0,0	1,00	0,00
$f_z \times a_p$	3306,3	1	3306,3	0,022	5,77	1190,3	1	1190,3	0,012	4,61
Erro	1551,2	5	310,24	-	2,71	404,3	5	80,9	-	1,56
Total	57366,4	14	-	-	-	25828,9	14	-	-	-
	$R^2 = 97,3\%$					$R^2 = 98,4\%$				

Fator	R_a					R_z				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	0,001250	1	0,001250	0,68	1,23	0,00151	1	0,00151	0,913	0,07
f_z	0,005513	1	0,005513	0,04	5,43	0,05951	1	0,05951	0,503	2,72
a_p	0,010513	1	0,010513	0,26	10,35	0,37845	1	0,37845	0,129	17,29
v_c^2	0,027733	1	0,027733	0,094	27,30	0,40923	1	0,40923	0,117	18,70
f_z^2	0,000064	1	0,000064	0,925	0,06	0,03188	1	0,03188	0,62	1,46
a_p^2	0,026156	1	0,026156	0,102	25,74	0,83454	1	0,83454	0,043	38,13
$v_c \times f_z$	0,001225	1	0,001225	0,683	1,21	0,00422	1	0,00422	0,855	0,19
$v_c \times a_p$	0,000225	1	0,000225	0,86	0,22	0,00490	1	0,00490	0,844	0,22
$f_z \times a_p$	0,000000	1	0,000000	1,00	0,00	0,00250	1	0,00250	0,888	0,11
Erro	0,032592	5	0,006518	-	32,08	0,572440	5	0,114488	-	26,15
Total	0,101600	14	-	-	-	2,18889	14	-	-	-
	$R^2 = 67,9\%$					$R^2 = 73,8\%$				

A Tabela H.3 mostra a análise de variância completa referente às rugosidades e forças do DX 2205.

Tabela H.3 – ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do DX 2205.

Fator	μF_U					ΔF_U				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	387,1	1	387,1	0,117	0,63	3,1	1	3,1	0,932	0,015
f_z	21218,0	1	21218,0	0,001	31,32	3362	1	3362	0,01	17,15
a_p	34191,1	1	34191,1	0,001	60,11	12246,1	1	12246,1	0,00	61,07
v_c^2	95,4	1	95,4	0,385	0,16	1263,7	1	1263,7	0,133	6,17
f_z^2	17,3	1	17,3	0,702	0,03	11,3	1	11,3	0,872	0,055
a_p^2	304,6	1	304,6	0,15	0,5	266,8	1	266,8	0,448	1,31
$v_c \times f_z$	182,2	1	182,2	0,245	0,3	0,3	1	0,3	0,981	0,001
$v_c \times a_p$	361	1	361	0,123	0,6	169	1	169	0,541	0,83
$f_z \times a_p$	3422,3	1	3422,3	0,002	5,89	1056,3	1	1056,3	0,162	3,34
Erro	526,4	5	105,3	-	2,65	1966,7	5	393,3	-	21,77
Total	60692,9	14	-	-	-	20455,6	14	-	-	-
	$R^2 = 97,1\%$					$R^2 = 78,2\%$				

Fator	R_a					R_z				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	0,019339	1	0,019339	0,094	7,58	0,01967	1	0,01967	0,629	0,77
f_z	0,185035	1	0,185035	0,001	72,52	1,83681	1	1,83681	0,004	71,93
a_p	0,000401	1	0,000401	0,778	0,15	0,03083	1	0,03083	0,548	1,20
v_c^2	0,001436	1	0,001436	0,598	0,05	0,00216	1	0,00216	0,872	0,08
f_z^2	0,001823	1	0,001823	0,554	0,71	0,02266	1	0,02266	0,605	0,88
a_p^2	0,000138	1	0,000138	0,868	0,054	0,03631	1	0,03631	0,516	1,42
$v_c \times f_z$	0,009669	1	0,009669	0,204	3,78	0,00780	1	0,00780	0,759	0,30
$v_c \times a_p$	0,012469	1	0,012469	0,158	4,88	0,00694	1	0,00694	0,772	0,23
$f_z \times a_p$	0,002178	1	0,002178	0,519	0,85	0,21934	1	0,21934	0,147	8,59
Erro	0,022699	5	0,004540	-	8,89	0,37212	5	0,074424	-	14,57
Total	0,255129	14	-	-	-	2,55346	14	-	-	-
	$R^2 = 91,1\%$					$R^2 = 85,4\%$				

A Tabela H.4 apresenta a análise de variância completa referente às rugosidades e forças do SDX 2507.

Tabela H.4 – ANOVA para as variáveis de resposta na usinagem do SDX 2507.

Fator	μF_U					ΔF_U				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	392,0	1	392,0	0,719	0,29	946,1	1	946,1	0,207	2,23
f_z	20301,1	1	20301,1	0,041	14,96	7200,0	1	7200,0	0,01	16,97
a_p	68265,1	1	68265,1	0,004	50,34	27495,1	1	27495,1	0,001	64,82
v_c^2	9031,9	1	9031,9	0,127	6,65	1869,2	1	1869,2	0,097	4,40
f_z^2	7080,8	1	7080,8	0,166	5,22	351,0	1	351,0	0,418	0,82
a_p^2	5821,9	1	5821,9	0,202	4,29	23,1	1	23,1	0,830	0,05
$v_c \times f_z$	64,0	1	64,0	0,884	0,047	272,2	1	272,2	0,472	0,64
$v_c \times a_p$	9409,0	1	9409,0	0,121	6,93	441,0	1	441,0	0,368	1,04
$f_z \times a_p$	506,3	1	506,3	0,683	0,37	1406,3	1	1406,3	0,138	3,31
Erro	13475	5	2695,0		9,93	2254,7	5	450,9		5,31
Total	135626	14				42417,7	14			
	$R^2 = 90,1\%$					$R^2 = 94,7\%$				

Fator	R_a					R_z				
	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)	SQ	GDL	MQ	Valor-p	Pr (%)
v_c	0,001800	1	0,001800	0,564	1,77	0,10352	1	0,10352	0,913	1,92
f_z	0,002812	1	0,002812	0,475	2,77	0,06272	1	0,06272	0,503	1,16
a_p	0,010130	1	0,010130	0,663	9,97	0,00101	1	0,00101	0,129	0,02
v_c^2	0,035703	1	0,035703	0,04	35,14	0,99840	1	0,99840	0,117	18,50
f_z^2	0,004741	1	0,004741	0,363	4,67	0,23541	1	0,23541	0,62	4,36
a_p^2	0,007756	1	0,007756	0,256	7,63	0,74769	1	0,74769	0,043	13,85
$v_c \times f_z$	0,015625	1	0,015625	0,129	15,38	0,78322	1	0,78322	0,855	14,51
$v_c \times a_p$	0,015625	1	0,015625	0,129	15,38	0,49000	1	0,49000	0,844	9,08
$f_z \times a_p$	0,019600	1	0,019600	0,097	19,29	0,69722	1	0,69722	0,888	12,92
Erro	0,023642	5	0,004728		23,27	0,94677	5	0,18935		17,54
Total	0,123693	14				5,39704	14			
	$R^2 = 80,9\%$					$R^2 = 82,5\%$				