

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

ESTUDO DO COMPORTAMENTO DAS VIBRAÇÕES EM FRESAMENTO FRONTAL
DO AÇO INOXIDÁVEL AISI 316 UTILIZANDO TRANSFORMADA DE WAVELET

por

Bruno Santana Sória

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, dezembro de 2016

ESTUDO DO COMPORTAMENTO DAS VIBRAÇÕES EM FRESAMENTO FRONTAL
DO AÇO INOXIDÁVEL AISI 316 UTILIZANDO TRANSFORMADA DE WAVELET

por

Bruno Santana Sória
Engenheiro Mecânico

Dissertação 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 a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Aprovado por:

Prof. Dr. Flávio José Lorini.....PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Heraldo José de Amorim.....DEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Patric Daniel Neis.....PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 12 de dezembro de 2016.

AGRADECIMENTOS

Ao professor orientador Dr. André João de Souza, pelo apoio, incentivo e orientação para realização do trabalho.

Ao técnico do Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS) da UFRGS, Guilherme Vargas Schirmer, e aos “engenheiros” Jeison Patrick Sperotto e Felipe Koch, pelo apoio ao longo do trabalho, principalmente durante a execução dos experimentos.

À empresa Walter Tools, pela doação das ferramentas de corte (cabecote e insertos).

Ao Sr. Luiz Antônio Sperotto, pela doação dos corpos de prova (AISI 316) para o desenvolvimento do trabalho.

Ao Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS, pela análise química do material e pelo ensaio de dureza.

Aos professores membros da banca, Dr. Flávio José Lorini, Dr. Heraldo José de Amorim e Dr. Patric Daniel Neis, pelas revisões, correções e sugestões enriquecedoras.

Aos colegas do LAUS, pelo auxílio de ideias, incentivos, parceria e excelente ambiente de convívio.

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PROMEC) e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pelo ensino gratuito e de qualidade e auxílio para bolsa de pesquisa concedida.

À minha família, por todo apoio e incentivo para alcançar grandes objetivos.

A Deus, por tudo.

RESUMO

O fresamento do aço inoxidável austenítico é um processo importante para a produção de peças em que se deseja alta resistência mecânica e à corrosão. No entanto, a usinagem desse material representa um desafio por suas características adversas ao corte. A alta taxa de encruamento e a alta dureza relativa fazem-no resistente ao corte, podendo gerar vibrações em diferentes faixas de frequência. Uma técnica importante ao processamento de sinais de vibração é a Transformada de Wavelet que permite analisar diferentes frequências do sinal através da subdivisão em aproximações e detalhamentos. Neste trabalho analisaram-se vibrações em alta e baixa frequência geradas no fresamento frontal do aço inoxidável austenítico AISI 316 a partir de sinais de força, coletados por meio de um dinamômetro piezelétrico e processados via Transformada de Wavelet Discreta. Também se fez a investigação dos perfis de rugosidade, dos parâmetros de rugosidade média (R_a) e média parcial (R_z) e das ondulações gerados na superfície fresada. Nos ensaios, foram utilizados insertos com três raios de ponta distintos, hastes da fresa com três diferentes comprimentos em balanço e foram variadas a rotação do eixo-árvore e a profundidade de corte axial em três níveis cada, totalizando 81 combinações de parâmetros. Constatou-se que a profundidade de corte representou a maior influência na vibração. Na usinagem com rotações abaixo do valor mínimo recomendado pelo fabricante (1600 rpm), houve dificuldades na formação e remoção do cavaco. A modificação do raio de ponta influenciou mais a vibração em pequenas profundidades de corte ou em zonas próximas às condições de instabilidade. O comprimento da haste mostrou comportamentos diferentes para a vibração, podendo estar relacionado com a mudança das frequências naturais do sistema e também pode definir entrada em regime instável. Verificou-se correlação do detalhamento (D_1) da força resultante (vibração em altas frequências) com o parâmetro R_a para condições de vibrações intensas (maiores amplitudes), mas em regime estável. Assim, o parâmetro D_1 pode ser utilizado na detecção de vibrações *chatter* no processo de fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316.

Palavras-chave: Transformada de Wavelet discreta; fresamento frontal; vibrações em usinagem; aço inoxidável austenítico AISI 316.

ABSTRACT

The milling of austenitic stainless steel is an important process for the production of parts that require mechanical and corrosion resistance. However, the machining of this steel represents a challenge due to its adverse features. The high hardening rate and the high relative hardness make it resistant to cutting and can generate vibrations in different frequency ranges. An important technique for the processing of vibration signals is the Wavelet Transform that allows the analysis of different signal frequencies through the subdivisions into approximations and details. In this work, high and low frequency vibrations generated in end milling of AISI 316 stainless steel were analyzed from force signals collected through a piezoelectric dynamometer and processed via Wavelet Discrete Transform. Besides, the roughness profiles were investigated, as well as average (R_a) and partial mean (R_z) roughness parameters, and waviness generated on the milled surface. Three different insert nose radius, end mill tool lengths, depths of cut and spindle speeds were used in the experiments, totaling 81 combinations of parameters. It was found that depth of cut represented the greatest influence on vibration. In end milling with spindle speed below the minimum recommended by the tool manufacturer (1600 rpm) it occurred difficulties in the chip formation and removal. The modification of tool nose radius greater influenced the vibration at small depths of cut or in regions close to the stability limit. The end mill tool length showed different behaviors for the vibration, which may be related to the change of natural frequencies of the mechanical system and may also define an unstable state. The correlation of detail (D_1) of the resulting force (vibration at high frequencies) with the parameter R_a for intense vibration conditions (larger amplitudes) was verified, but in stable state. Thus, D_1 can be used for detecting chatter in end milling process of AISI 316 stainless steel.

Keywords: Discrete Wavelet transform; end milling; machining vibrations; AISI 316 austenitic stainless steel.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivos.....	2
1.2	Estrutura do Trabalho	3
2	USINAGEM	4
2.1	Processo de Fresamento.....	4
2.2	Parâmetros de Usinagem	5
2.3	Forças no Fresamento Frontal.....	7
3	VIBRAÇÕES NO FRESAMENTO	9
3.1	Tipos de Vibração.....	9
3.2	Influência do Comprimento da Haste	12
3.3	Influência do Raio de Ponta da Ferramenta Sobre a Vibração	13
3.4	Controle de Vibrações	15
4	ACABAMENTO DA SUPERFÍCIE USINADA.....	16
4.1	Filtros de Perfil	18
4.2	Parâmetros aritméticos de rugosidade	18
4.3	Parâmetros Estatísticos de Rugosidade.....	21
5	AÇO INOXIDÁVEL.....	23
5.1	Tipos de Aços Inoxidáveis.....	23
5.2	Usinabilidade do Aço Inoxidável	24
6	ANÁLISE DO SINAL VIA TRANSFORMADA DE WAVELET.....	26
6.1	Transformada de Fourier	26
6.2	Transformada de Wavelet.....	29
6.3	Transformada de Wavelet Contínua	31
6.4	Transformada de Wavelet Discreta.....	31
6.5	Análise Multiresolução	32
6.6	Famílias de Funções Wavelet	33
6.7	Trabalhos Relacionados	35
7	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	38
7.1	Equipamentos e Materiais.....	38
7.1.1	Caracterização do corpo de prova.....	38
7.1.2	Caracterização da máquina-ferramenta	39
7.1.3	Caracterização da ferramenta de corte.....	40
7.1.4	Sistema de aquisição de sinais	40
7.1.5	Medição da rugosidade e análise do perfil.....	42
7.2	Metodologia	43

7.2.1	Variáveis de entrada e saída.....	45
7.2.2	Tratamento dos sinais de força	46
7.2.3	Aplicação da transformada de Wavelet discreta.....	46
7.2.4	Análise da vibração.....	50
7.2.5	Análise de rugosidade	51
8	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	53
8.1	Análise da Vibração.....	53
8.1.1	Avaliação das vibrações para $r_e = 0,8$ mm.....	53
8.1.2	Avaliação das vibrações para $r_e=0,4$ e $1,2$ mm.....	57
8.1.3	Influência do raio de ponta na vibração.....	59
8.1.4	Vibrações em condições instáveis	61
8.2	Análise de Rugosidade.....	62
8.2.1	Influência do raio de ponta na rugosidade	64
8.2.2	Rugosidade nas instabilidades	69
8.3	Relação entre Ondulação da Superfície e Vibração D_1 em Condições Instáveis	70
8.4	Correlação entre Rugosidade R_a e Vibração D_1 em Condições Estáveis.....	72
9	CONCLUSÕES.....	73
9.1	Trabalhos futuros	74
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	75
	ANEXO.....	79
	Anexo I: Algoritmo para determinação da curva de Abbot-Firestone.	79

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Movimentos da fresa.....	5
Figura 2.2 – Parâmetros de corte do fresamento frontal.....	6
Figura 2.3 – Componentes da força de usinagem no fresamento frontal.	7
Figura 3.1 – Tipos de vibração: (a) livre; (b) forçada; (c) autoexcitada	10
Figura 3.2 – Efeito da mudança de fase entre dois dentes da fresa.	11
Figura 3.3 – Diagrama de lóbulo de estabilidade.	12
Figura 3.4 – Contato da ferramenta com a peça: (a) representação do comprimento de contato; (b) representação da força de usinagem em função da relação “ a_p/r_e ”.....	14
Figura 4.1 – Diagrama de causa e efeito: fatores que influenciam a rugosidade.	17
Figura 4.2 – Princípio de funcionamento da medição por contato.....	17
Figura 4.3 – Deslocamentos do apalpador para medição de rugosidade.....	17
Figura 4.4 – Características de transmissão dos perfis de rugosidade e ondulação.	18
Figura 4.5 – Perfil da rugosidade: (a) com ondulações; (b) sem ondulações.....	18
Figura 4.6 – Definição do parâmetro de rugosidade média “ R_a ”.....	19
Figura 4.7 – Diferentes perfis de rugosidade com mesmo valor de “ R_a ”.....	19
Figura 4.8 – Definição dos parâmetros “ R_t ”, “ R_p ”, “ R_v ”.....	20
Figura 4.9 – Definição do parâmetro de rugosidade média parcial “ R_z ”.	20
Figura 4.10 – Distribuições de diferentes perfis de rugosidade: (a) assimetria; (b) curtose. ...	21
Figura 4.11 – Determinação dos parâmetros descritivos da curva de Abbott-Firestone.....	22
Figura 5.1 – Classificação dos aços inoxidáveis.	23
Figura 5.2 – Avaliação da usinabilidade do aço inoxidável 3%Co - 12%Cr em fresamento: (a) rugosidades com variação de f_z e v_c ; (b) perfil de rugosidade em condição instável; (c) perfil de rugosidade em condição estável.	25
Figura 6.1 – Transformada de Fourier.....	26
Figura 6.2 – Transformada de Fourier de curto tempo.....	28

Figura 6.3 – Resoluções tempo-frequência associadas com STFT: (a) tamanho da janela τ ; (b) tamanho da janela $\tau/2$	29
Figura 6.4 – Representação da transformada de Wavelet.	30
Figura 6.5 – Resoluções tempo-frequência associadas com WT.	31
Figura 6.6 – Processo de filtragem do sinal da DWT.....	32
Figura 6.7 – Árvore de decomposição da Wavelet.....	33
Figura 6.8 – DWT de um sinal: (a) análise multiresolução; (b) frequências das bandas de separações dos cinco níveis.	34
Figura 6.9 – Função <i>Haar</i> : (a) tempo; (b) frequência.	34
Figura 6.10 – Funções <i>Daubechies</i> : (a) “db2”; (b) “db4”.	35
Figura 7.1 – Corpo de prova: (a) imagem da peça antes da usinagem; (b) desenho da peça com as dimensões após a usinagem.....	38
Figura 7.2 – Centro de usinagem Romi Discovery 308.	39
Figura 7.3 – Características geométricas da ferramenta de corte.	40
Figura 7.4 – Arquitetura do sistema de aquisição de sinais de força.....	41
Figura 7.5 – Sistema de aquisição de força: (a) plataforma piezelétrica KISTLER 9129AA; (b) amplificador de carga KISTLER 5070A10100.....	41
Figura 7.6 – Sistemas de medição: (a) aquisição de dados de rugosidade; (b) aquisição de imagens do perfil de rugosidade.	42
Figura 7.7 – Pastilhas utilizadas mostrando os raios de ponta.	43
Figura 7.8 – Variações do comprimento da haste da fresa: (a) 30 mm; (b) 45 mm; (c) 60 mm.	44
Figura 7.9 – Montagem do sistema experimental.....	45
Figura 7.10 – Variáveis de entrada e saída avaliadas neste trabalho.....	45
Figura 7.11 – Amostra de 360 pontos para a Condição 1 com $r_e = 0,4$ mm, $a_p = 0,2$ mm e $n = 1200$ rpm: (a) sinais nas três direções ortogonais; (b) sinal da força resultante.....	46
Figura 7.12 – Seleção do intervalo estável de amostragem.....	47
Figura 7.13 – Força resultante original (F_U) e aproximações: (a) A_1, A_2, A_3, A_4 ; (b) A_5, A_6 . .	48

Figura 7.14 – Seleção da família de Wavelet: comparação de F_U com A_4	49
Figura 7.15 – Sinal de força: (a) original “ F_U ” e aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”..	50
Figura 7.16 – Raios de ponta das ferramentas e a relação com a profundidade de corte axial.	51
Figura 8.1 – Comparação entre “ F_U ”, “ A_4 ” e “ D_1 ” para a fresa com $r_\epsilon = 0,8$ mm e $L_H = 60$ mm.	53
Figura 8.2 – Aproximações “ A_4 ” geradas com $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) valores RMS; (b) comparações pela variação de “ a_p ”.....	54
Figura 8.3 – Detalhamento “ D_1 ” gerado com $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) valores RMS; (b) comparações pela variação de “ n ” (1200 e 2400 rpm) com $a_p = 1,2$ mm.	56
Figura 8.4 – Detalhamento “ D_1 ” para situação de instabilidade ($r_\epsilon = 0,8$ mm).....	56
Figura 8.5 – Aproximações “ $A_{4(RMS)}$ ” geradas com: (a) $r_\epsilon = 0,4$ mm; (b) $r_\epsilon = 1,2$ mm.....	57
Figura 8.6 – Detalhamento “ D_1 ” gerado para $r_\epsilon = 1,2$ mm: (a) valores RMS; (b) condições de <i>chatter</i> pela variação de “ n ” (2400 e 3600 rpm) com $a_p = 1,8$ mm.	58
Figura 8.7 – Comparações entre os raios de ponta 0,4 e 0,8 mm para $a_p = 0,4$ mm: (a) aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”.....	60
Figura 8.8 – Comparações entre os raios de ponta 0,4 e 1,2 mm para $a_p = 0,6$ mm: (a) aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”.....	60
Figura 8.9 – Comparações entre os raios de ponta 0,8 e 1,2 mm para $a_p = 1,2$ mm: (a) aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”.....	61
Figura 8.10 – Condições de corte com $a_p = 1,2$ mm, $n = 3600$ rpm e $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) $L_H = 45$ mm, (b) $L_H = 60$ mm.....	62
Figura 8.11 – Valores de rugosidade para as condições de corte usando “ a_p/r_ϵ ”: (a) média aritmética “ R_a ”; (b) média parcial “ R_z ”.....	63
Figura 8.12 – Comparação entre dois perfis de rugosidade gerados: (a) $a_p = r_\epsilon = 1,2$ mm; (b) $a_p = r_\epsilon = 0,4$ mm.....	63
Figura 8.13 – Análise da influência do raio de ponta nos parâmetros de rugosidade para $a_p = 0,4$ mm usando $a_p/r_\epsilon = 1$ e $a_p/r_\epsilon = 0,5$: (a) “ R_a ”; (b) “ R_z ”.....	64
Figura 8.14 – Perfis de rugosidade, curvas de Abbott-Firestone e ADM considerando $a_p = 0,4$ mm, $n = 2400$ rpm e $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) $L_H = 30$ mm, (b) $L_H = 45$ mm, (c) $L_H = 60$ mm.	65

Figura 8.15 - Análise da influência do raio de ponta nos parâmetros de rugosidade para $a_p = 0,6$ mm usando $a_p/r_\epsilon = 1,5$ e $a_p/r_\epsilon = 0,5$: (a) “ R_a ”; (b) “ R_z ”	66
Figura 8.16 – Análise da influência do raio de ponta nos parâmetros de rugosidade para $a_p = 1,2$ mm usando $a_p/r_\epsilon = 1,5$ e $a_p/r_\epsilon = 1$: (a) “ R_a ”; (b) “ R_z ”	67
Figura 8.17 – Riscos na superfície usinada usando $a_p = 1,2$ mm, $n = 1200$ rpm, $L_H = 30$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) imagem da superfície; (b) detalhe mostrado; (c) perfil de rugosidade gerado.	67
Figura 8.18 – Perfis de rugosidade, curvas de Abbott-Firestone e ADM considerando $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 45$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm: (a) $n = 1200$ rpm, (b) $n = 2400$ rpm, (c) $n = 3600$ rpm.....	68
Figura 8.19 – Imagens das superfícies usinadas e perfis de rugosidade + ondulação com $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm para os três níveis de rotação.....	69
Figura 8.20 – Imagens das superfícies usinadas e perfis de rugosidade + ondulação com $a_p = 1,8$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm para os três níveis de rotação.....	70
Figura 8.21 – Imagens das bordas de saída das superfícies usinadas e detalhamento D_1 com $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) 1200 rpm; (b) 2400 rpm; (c) 3600 rpm.....	71
Figura 8.22 – Imagens das bordas de saída das superfícies usinadas e detalhamento D_1 com $a_p = 1,8$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm: (a) 1200 rpm; (b) 2400 rpm; (c) 3600 rpm.....	71
Figura 8.23 – Correlação entre R_a e D_1 para $r_\epsilon=1,2$ mm e $L_H=60$ mm.....	72

LISTA DE TABELAS

Tabela 7.1 – Composição Química aço AISI 316 utilizado nos experimentos (% massa).	39
Tabela 7.2 – Características funcionais do dinamômetro KISTLER 9129AA.	41
Tabela 7.3 – Condições de trabalho utilizadas nos experimentos.	44
Tabela 7.4 – Definição das faixas de frequência.	49
Tabela 7.5 – Seleção do comprimento de amostragem e do comprimento de medição.	52

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ADM	<i>Amplitude Distribution Function</i> (Função Distribuição de Amplitudes)
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ASM	<i>American Society for Metals</i>
CCC	Corpo Cúbico Centrado
CFC	Cúbica de Face Centrada
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CWT	<i>Continuous Wavelet Transform</i> (Transformada Contínua de Wavelet)
DAQ	<i>Data acquisition</i> (Placa de aquisição de dados)
db	Daubechies
DFT	<i>Discrete Fourier Transform</i> (Transformada Discreta de Fourier)
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
DWT	<i>Discrete Wavelet Transform</i> (Transformada de Wavelet Discreta)
FFT	<i>Fast Fourier Transform</i> (Transformada Rápida de Fourier)
FRF	<i>Função Resposta de Frequência</i>
FT	<i>Fourier Transform</i> (Transformada de Fourier)
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
LAUS	Laboratório de Automação em Usinagem
MRA	<i>Multiresolution Analysis</i> (Análise Multiresolução)
NBR	Norma Brasileira
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i> (Deposição Física a Vapor)
RMS	<i>Root Mean Square</i> (valor médio quadrático)
STFT	<i>Short-Time Fourier Transform</i> (Transformada de Fourier de Curto Tempo)
TCC	Tetragonal de Corpo Centrado
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
VI	<i>Virtual Instrument</i>
WT	<i>Wavelet Transform</i> (Transformada de Wavelet)

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Ângulo de folga [°]
β	Ângulo de saída [°]
$\Delta\tau$	Resolução no domínio do tempo [s]
Δf	Resolução no domínio da frequência [Hz]
ε	Ângulo de defasagem de duas arestas consecutivas [°]
A	Aproximação [N]
a	Parâmetro de escala [adm]
a_e	Profundidade radial de corte [mm]
a_p	Profundidade de corte axial [mm]
b	Largura de corte [mm]; Parâmetro de deslocamento de escala [adm]
D	Detalhamento [N]
E	Módulo de elasticidade [MPa]
F	Força [N]
F_a	Força axial [N]
f_d	Frequência de passagem dos dentes [Hz]
f_n	Frequência natural [Hz]
F_r	Força radial [N]
F_t	Força tangencial [N]
F_U	Força de usinagem [N]
F_x	Força de usinagem na direção x [N]
F_y	Força de usinagem na direção y [N]
f_z	Avanço por dente [mm/rot]
F_z	Força de usinagem na direção z [N]
h	Espessura do cavaco [mm]
I	Momento de inércia polar [mm ⁴]
k	Coefficiente de rigidez elástico (constante de mola) [N/mm]
K_a	Coefficiente de pressão específica na direção axial [N/mm ²]
K_r	Coefficiente de pressão específica na direção radial [N/mm ²]
K_t	Coefficiente de pressão específica na direção tangencial [N/mm ²]
L	Distância percorrida pela fresa [mm]
l_c	Comprimento de contato [mm]
l_e	Comprimento de amostra [mm]

L_H	Comprimento em balanço da fresa [mm]
l_m	Comprimento de medição [mm]
m	Massa da fresa [kg]
M_{R1}	Transição de pico [adm]
M_{R2}	Transição de vale [adm]
n	Rotação do eixo-árvore [rpm]
Q	Taxa de remoção de material [cm^3/min]
R	Raio da fresa [mm]
R_a	Rugosidade média [μm]
R_k	Núcleo do perfil de rugosidade [μm]
R_{ku}	Fator de curtose (achatamento) [adm]
R_p	Altura máxima do pico do perfil [μm]
R_{pk}	Picos do perfil de rugosidade [μm]
R_q	Rugosidade quadrática média [μm]
R_{sk}	Fator de assimetria (desvio ou afastamento da simetria) [adm]
R_t	Rugosidade total [μm]
R_v	Profundidade máxima do vale do perfil [μm]
R_{vk}	Vales do perfil de rugosidade [μm]
R_z	Rugosidade média parcial [μm]
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta de corte [mm]
t_c	Tempo de corte [s]
v_c	Velocidade de corte [mm/min]
v_f	Velocidade de avanço [mm/min]
V_o	Volume de retenção de óleo
z	Número de dentes da fresa [adm]
δ	Deflexão estática [mm]
λ_c	Filtro de perfil de rugosidade e ondulação [mm]
λ_f	Filtro de perfil de ondulação e onda longa [mm]
λ_s	Filtro de perfil de onda curta e rugosidade [mm]
ρ	Massa específica [kg/m^3]
φ	Ângulo de contato do dente com a peça [°]
ϕ	Diâmetro da fresa [mm]
χ_r	Ângulo de posição [°]
x	Parâmetro analisado para cálculo RMS [N]

1 INTRODUÇÃO

A usinagem dos materiais tem destacada importância na fabricação de muitos tipos de peças na indústria metal mecânica. Os processos convencionais envolvem a remoção de material de uma peça bruta por meio de cisalhamento localizado através de uma ferramenta de corte com geometria definida. De acordo com a *International Institution of Production Research* (CIRP), a usinagem corresponde por aproximadamente metade de todos os processos de fabricação, pois apresenta precisão, produtividade e confiabilidade [Cheng, 2009].

As máquinas-ferramentas devem ser dinâmicas e rígidas para atender a requisitos de produtividade, precisão e confiabilidade. Tudo que compõe o sistema dinâmico máquina-ferramenta/porta-ferramentas/ferramenta/peça/fixações e processos de usinagem deve ter o funcionamento compreendido, controlado e otimizado para garantir usinabilidade, desempenho de corte e/ou capacidade de processo, alcançando produtividade, precisão e requisitos para o usuário final [Cheng, 2009].

O fresamento é um processo de usinagem caracterizado pelo corte interrompido, ou seja, a ferramenta retira material da peça intermitentemente, com entrada e saída da zona de corte pela cunha cortante. Além disso, geralmente tem-se a variação da espessura do corte, modificando as forças geradas durante a ação da ferramenta. Isto é uma diferença em relação ao processo de torneamento quando, geralmente, o corte é contínuo. Essas oscilações tornam o estudo da vibração em fresamento de maior relevância e influência à vida da ferramenta de corte e ao acabamento gerado na peça, ligados diretamente ao custo e qualidade de produção.

Um tipo particular de vibração apresentada no fresamento é a vibração autoexcitada ou vibração *chatter*. Esta vibração é amplamente estudada por pesquisadores por representar uma limitação na produtividade, devido aos seus efeitos negativos ao processo tais como: qualidade superficial ruim na peça, alta imprecisão, excessivo ruído, desgaste desproporcional da ferramenta, danos à máquina-ferramenta, desperdício de material e energia e custo de reprocessamento [Quintana e Ciurana, 2011].

O aço inoxidável austenítico tem sido amplamente utilizado na indústria devido a suas características anticorrosivas aliadas a bons níveis de resistência mecânica. Este material sofre alta taxa de endurecimento por deformação durante o seu processamento, ou encruamento, o que torna a usinagem desse tipo de material mais difícil, se comparada com um aço ao carbono. Esta dificuldade está associada com a resistência ao corte, aumentando, assim, a oscilação das forças durante o processo e gerando maior vibração, o que pode prejudicar o

acabamento da peça. Logo, o estudo da usinagem desse tipo de material torna-se um desafio devido às suas características.

O monitoramento de processo de usinagem permite extrair características que possam identificar algum fenômeno durante o corte, prevê-lo e/ou impedir que ocorra, tornando a operação mais eficiente. Para essa finalidade, são utilizados sistemas de aquisição de sinais tais como força, vibração, temperatura, corrente elétrica, etc., gerando respostas da iteração ferramenta/peça/cavaco.

Normalmente, os sinais são captados no domínio do tempo, a determinada taxa de aquisição. Para caracterização no domínio do tempo, podem ser utilizados parâmetros estatísticos como média aritmética, valor médio, magnitude, valor médio quadrático (RMS), variância, assimetria, curtose, amplitude pico-a-pico etc. [Teti et al., 2010].

O sinal pode ser transformado do domínio do tempo para o domínio da frequência com a finalidade de investigar alguma influência nas excitações. O algoritmo da Transformada Rápida de Fourier (FFT) é muito utilizado para esse tipo de aplicação, transformando as oscilações dos sinais em um somatório de senos e cossenos, em diferentes frequências e amplitudes. No entanto, essa técnica analisa o sinal no domínio da frequência em uma janela de tempo muito curta. Para sanar este problema, a Transformada de Fourier de Curto Tempo (STFT) realiza a análise a partir de uma janela de frequência que desloca ao longo do eixo do tempo. Contudo, há uma limitação no tamanho da janela tempo x frequência. Uma vez selecionado os parâmetros da janela, estes permanecem os mesmos para todas as frequências.

A Transformada de Wavelet (WT) é uma operação matemática que consegue variar o tamanho da janela tempo x frequência, a partir de parâmetros estabelecidos, que são multiplicados por uma função-base. Dessa forma, é possível ter uma boa resolução tempo x frequência, o que gera vantagem em relação à STFT. A WT pode utilizar o sistema multiresolução para analisar o sinal em determinados intervalos de frequência, dividindo o sinal em altas e baixas frequências em sucessíveis níveis, a fim de caracterizar alguma peculiaridade no sinal antes não tão facilmente visível.

1.1 Objetivos

Esse trabalho tem por objetivo a aplicação da Transformada de Wavelet Discreta em análise de sinais de monitoramento de parâmetros em operação de fresamento frontal do aço inoxidável austenítico AISI 316, a fim de verificar o comportamento da modificação das variáveis de entrada independentes (profundidade de corte axial, velocidade de corte,

comprimento em balanço da ferramenta e raio de ponta da ferramenta) na vibração resultante do processo, por meio da análise da força de usinagem.

Busca-se, também, avaliar a influência das variáveis de entrada e da vibração em alta e baixa frequência na rugosidade e na ondulação presentes na superfície usinada da peça.

1.2 Estrutura do Trabalho

O trabalho foi dividido em nove capítulos.

- ✓ Capítulo 1: Introduz o trabalho, contextualizando o tema e objetivando o propósito.
- ✓ Capítulo 2: Apresenta conceitos de usinagem, processo de fresamento, definição dos parâmetros de corte e das forças presentes.
- ✓ Capítulo 3: Aborda os tipos de vibrações no fresamento em condições estáveis e instáveis. Analisa também a influência do comprimento em balanço da fresa e do raio de ponta. Descreve também possíveis soluções para controle de vibração.
- ✓ Capítulo 4: Mostra conceitos referentes à integridade superficial, estabelecendo parâmetros aritméticos e estatísticos utilizados para quantificação e caracterização de rugosidade.
- ✓ Capítulo 5: Contextualiza o tipo de aço inoxidável austenítico utilizado no experimento e seu comportamento quanto ao encruamento, influenciando na vibração e na usinabilidade.
- ✓ Capítulo 6: Faz um referencial teórico sobre a Transformada de Wavelet (WT), comparando-a com a Transformada de Fourier (FT). Cita os tipos de WT e suas famílias. Apresenta também uma rápida revisão sobre trabalhos relacionados na área.
- ✓ Capítulo 7: Descreve o sistema experimental, caracterizando os componentes utilizados nos ensaios em usinagem e na aquisição dos sinais de força e rugosidade. Exibe também a metodologia utilizada.
- ✓ Capítulo 8: Apresenta resultados e discussões acerca das influências das variáveis de entrada nos níveis de vibração e na textura da superfície usinada (ondulação e rugosidade).
- ✓ Capítulo 9: Conclui o trabalho e sugere tópicos para trabalhos futuros.

2 USINAGEM

Usinagem são os processos dentro da área de fabricação em que se buscam alcançar determinada forma, dimensão, acabamento ou qualquer combinação desses, a partir da remoção de cavaco de uma peça, pré-trabalhada ou não. Quanto à forma de remoção, pode-se dividir em duas grandes áreas: processos convencionais e não convencionais. Nos processos convencionais de usinagem em que está presente o contato entre ferramenta e peça, a fim de retirar material por deformação plástica e cisalhamento localizado, através da aresta de corte da ferramenta. Já os processos não convencionais, utiliza-se outro tipo de energia para a remoção de material que não a mecânica, tal como energia química e térmica, como: eletroerosão, laser, plasma, ultrassom etc. [Klocke, 2011].

Os processos de usinagem convencional, tem-se os processos com ferramentas de geometria definida (ângulos e dimensões devidamente especificados), em que a remoção de material ocorre por corte e cisalhamento (ex. torneamento, fresamento e furação), e processos com ferramentas de geometria não definida, em que a remoção de material é realizada por arrancamento através de grãos abrasivos (sem arestas cortantes bem definidas), ligados ou não a um aglutinante (ex. retificação, brunimento e lapidação) [Klocke, 2011].

2.1 Processo de Fresamento

O fresamento é o processo de usinagem convencional com ferramenta de geometria definida aplicado nos casos em que se busca alcançar superfícies com geometrias diversas. Para tanto, a ferramenta multicortante (fresa) com arestas dispostas simetricamente em torno do seu próprio eixo gira a certa rotação (movimento de corte), enquanto a peça e/ou a ferramenta desloca-se (movimento de avanço) segundo uma trajetória definida. A partir dos dois movimentos combinados tem-se a remoção de material da peça [Ferraresi, 2013].

Como classificação geral, quando o plano da superfície usinada é perpendicular ao eixo da ferramenta, é dito fresamento frontal ou de topo. Já quando o plano da superfície usinada é paralelo ao eixo da fresa, tem-se o fresamento tangencial ou periférico. Cada um desses pode ainda ser classificado como concordante ou discordante, dependendo do sentido de rotação da fresa, comparado com o sentido de avanço da peça em relação à fresa [Diniz et al., 2013].

No movimento concordante, a fresa gira no mesmo sentido que avança em relação à peça. A aresta inicia o contato com a peça no ponto onde o cavaco tem espessura máxima. O cavaco apresenta o formato de vírgula, ou seja, a espessura do cavaco varia de um valor

máximo até um valor mínimo. Esse tipo de movimento tem a vantagem de gerar maior vida à fresa, ou seja, reduzir a taxa de desgaste na ferramenta, melhor acabamento da superfície usinada e menor potência necessária ao avanço. Entretanto, apresenta a desvantagem de, caso a máquina-ferramenta apresente desgastes ou folgas nos fusos, ter-se a possibilidade de maiores vibrações durante o corte [Diniz et al., 2013].

No movimento discordante, o sentido rotacional da fresa é contrário ao sentido de avanço em relação à peça. A aresta inicia o corte numa posição em que o cavaco possui espessura mínima e vai aumentando gradativamente até o cavaco apresentar espessura máxima. Esse tipo de movimento elimina a indesejável fonte de vibração oriunda das folgas no fuso (mesa de avanço), tornando o movimento mais uniforme [Diniz et al., 2013].

No movimento combinado (presente no fresamento frontal), há tanto o movimento concordante como o discordante no processo de remoção de cavaco.

A Figura 2.1 ilustra os tipos de movimentos de fresamento relacionando a rotação com o avanço da fresa em relação à peça.

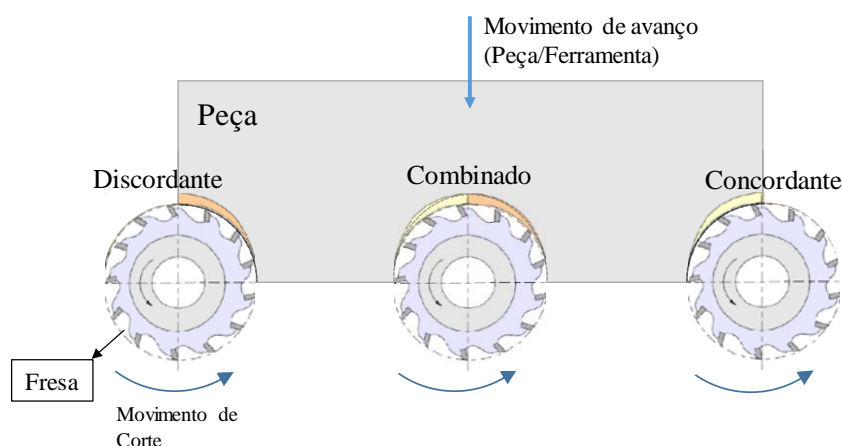


Figura 2.1 – Movimentos da fresa.

2.2 Parâmetros de Usinagem

Dentre as variáveis envolvidas no processo de fresamento, existem aquelas nas quais se podem intervir (variáveis independentes de entrada) e aquelas nas quais não se pode (variáveis dependentes de saída), já que sofrem influência da mudança nas variáveis de entrada [ASM, 1995; Kalpakjian e Schmid, 2010]. Como variáveis de entrada têm-se as características do material da peça e da ferramenta, a presença ou não de meios lubrificantes, os parâmetros de corte (avanço, velocidade de corte, profundidade de corte) e os parâmetros dinâmicos de massa, rigidez e amortecimento do sistema máquina-ferramenta-peça. Como

variáveis de saída têm-se as condições geradas na peça usinada (dimensões, acabamento, integridade), as falhas na ferramenta (desgastes e avarias), o calor gerado, a força e a potência de usinagem, a vibração resultante do processo de corte, etc.

Como principais parâmetros de corte em fresamento consideram-se o avanço por dente da fresa (f_z), a profundidade de corte axial (a_p), a profundidade radial de corte (a_e), a rotação (n), a velocidade de corte (v_c) e a velocidade de avanço (v_f), Figura 2.2.

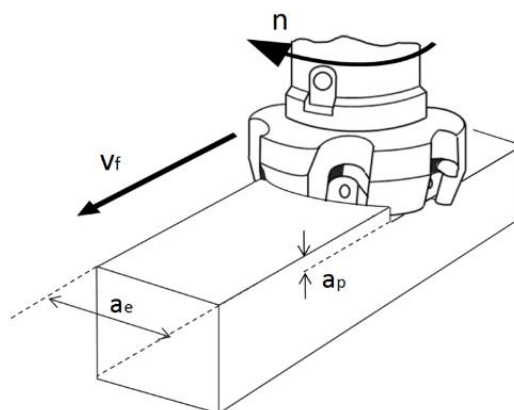


Figura 2.2 – Parâmetros de corte do fresamento frontal.

A velocidade de corte (v_c) representa o deslocamento de um ponto da aresta de corte da fresa em relação à peça por um intervalo de tempo; é considerada um parâmetro importante na avaliação do material da ferramenta, pois valores inadequados de “ v_c ” podem aumentar os níveis de falha na ferramenta. Define-se pela Equação (2.1),

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

onde ϕ [mm] é o diâmetro da fresa e n [rpm] é a rotação da ferramenta.

A velocidade de avanço (v_f) expressa a variação da posição da ferramenta no tempo ao avançar sobre a peça na direção de avanço e é definida pelo produto entre avanço por dente (f_z), número de dentes da fresa (z) e rotação (n), conforme Equação (2.2):

$$v_f \text{ [mm/min]} = n \text{ [rpm]} \cdot z \cdot f_z \text{ [mm/dente]} \quad (2.2)$$

No fresamento, a espessura do cavaco (h) varia em função do ângulo de contato da ferramenta com a peça (φ) e do avanço por dente (f_z), como mostra a Equação (2.3):

$$h(\varphi) = f_z \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (2.3)$$

A taxa de remoção de material (Q) quantifica o volume de material retirado da peça no tempo e é relacionada com a produtividade do processo. Pode ser definida pela Equação (2.4):

$$Q [\text{cm}^3/\text{min}] = \frac{a_p [\text{mm}] \cdot a_e [\text{mm}] \cdot v_f [\text{m}/\text{min}]}{1000} \quad (2.4)$$

2.3 Forças no Fresamento Frontal

A partir da determinação da seção de corte é possível calcular as três componentes da força de usinagem: radial (F_r), tangencial (F_t) e axial (F_a) pelas Equações (2.5) a (2.7).

$$F_r = K_r \cdot a_p \cdot f_z \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (2.5)$$

$$F_t = K_t \cdot a_p \cdot f_z \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (2.6)$$

$$F_a = K_a \cdot a_p \cdot f_z \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (2.7)$$

onde “ K_r ”, “ K_t ” e “ K_a ” são as pressões específicas de corte nas respectivas direções, representadas na Figura 2.3.

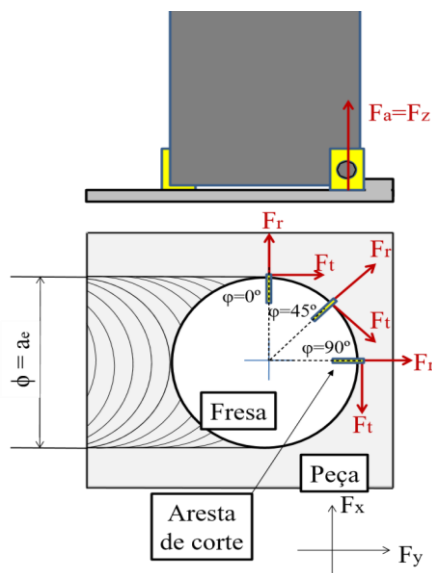


Figura 2.3 – Componentes da força de usinagem no fresamento frontal.

As pressões específicas de corte estão relacionadas com a facilidade ou dificuldade de se realizar a usinagem. Durante o corte são consideradas constantes, sendo determinadas para cada direção. De acordo com Lima et al., 2012, as pressões específicas de corte podem ser agrupadas em um vetor que carrega outros três vetores escalares de “ K ”. A força em cada

aresta da ferramenta “i” em função do ângulo de contato do dente com a peça (φ) pode ser escrita pela Equação (2.8):

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

Para a decomposição das forças ortogonais “ F_x ”, “ F_y ” e “ F_z ” nas direções radial, tangencial e axial, são necessários alguns cálculos geométricos, ilustrados na Figura 2.3. As Equações (2.9) a (2.11) apresentam essas relações.

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

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

$$F_z = F_a \quad (2.11)$$

A força de usinagem pode ser calculada pela Equação (2.12).

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

3 VIBRAÇÕES NO FRESAMENTO

Vibrações representam variações de forças e são fenômenos inerentes aos processos de usinagem. Características dinâmicas do sistema máquina/ferramenta/peça são importantes nesse aspecto. A rigidez, o amortecimento e a massa são parâmetros que têm importância fundamental no estudo das vibrações [Stephenson e Agapiou, 2006].

As vibrações em usinagem podem causar diversos inconvenientes como desgaste prematuro da ferramenta de corte, desgastes excessivos e falhas em elementos da máquina-ferramenta como rolamentos, fusos, etc., acabamento insatisfatório na peça, causando produtos de qualidades inferiores e altas energias consumidas durante o processo [Cheng, 2009].

3.1 Tipos de Vibração

De acordo com Cheng, 2009, as vibrações podem ser classificadas como vibrações livres, forçadas ou autoexcitadas.

As vibrações livres (Figura 3.1a) têm como ocorrência apenas uma força inicial ou um choque, onde o sistema é excitado por um impulso e vibra livremente, sendo amortecida com o tempo e cessando. Pelas características construtivas de máquinas-ferramentas projetadas com alta rigidez, estas não são prejudiciais ao processo [Cheng, 2009].

As vibrações forçadas (Figura 3.1b) ocorrem quando uma excitação dinâmica é aplicada na máquina. Em geral, possuem três fontes principais [Stephenson e Agapiou, 2006]:

- 1) Forças alternadas induzidas por heterogeneidades no material da peça, formação e quebra de aresta postiça na ferramenta variações dinâmicas da seção de corte e forças;
- 2) Fontes internas de vibração (máquina-ferramenta) como desgastes/folgas em elementos de transmissão de movimentos da mesa, rolamentos, guias, engrenagens, eixo-árvore; massas desbalanceadas em elementos rotativos, eixo-árvore ou transmissão; carregamentos dinâmicos gerados por aceleração/desaceleração ou movimentos reversos de elementos maciços (inércia).
- 3) Fontes externas de vibração transmitidas pelas fundações das máquinas. A máquina-ferramenta deve possuir um bom sistema de amortecimento na sua fundação para evitar esse tipo de vibração.

Um tipo especial de vibração forçada é a frequência de passagem dos dentes da fresa. Quando cada dente entra na peça, ao início do corte, gera uma variação das forças. Assim, essa

vibração é dependente do número de dentes da fresa (z) e da velocidade de rotação do eixo-árvore (n). A frequência de passagem dos dentes (f_d) é calculada pela Equação (3.1):

$$f_d \text{ [Hz]} = \frac{n \text{ [rpm]} \cdot z}{60} \quad (3.1)$$

O terceiro tipo são as vibrações autoexcitadas ou regenerativas (Figura 3.1c). Representam trepidações que surgem no processo quando duas ou mais vibrações forçadas entram em fase, aumentando muito a amplitude das forças envolvidas. A vibração *chatter* é um exemplo de vibração autoexcitada decorrente da variação da força de corte (resultado da variação da velocidade de corte ou da seção de corte), do atrito a seco tipo *stick-slip*, da formação de aresta postiça, das variações metalúrgicas do material da peça e de efeitos regenerativos. Esse tipo é o menos desejado, pois deixa a máquina-ferramenta e o processo de usinagem em condição de instabilidade [Stephenson e Agapiou, 2006].

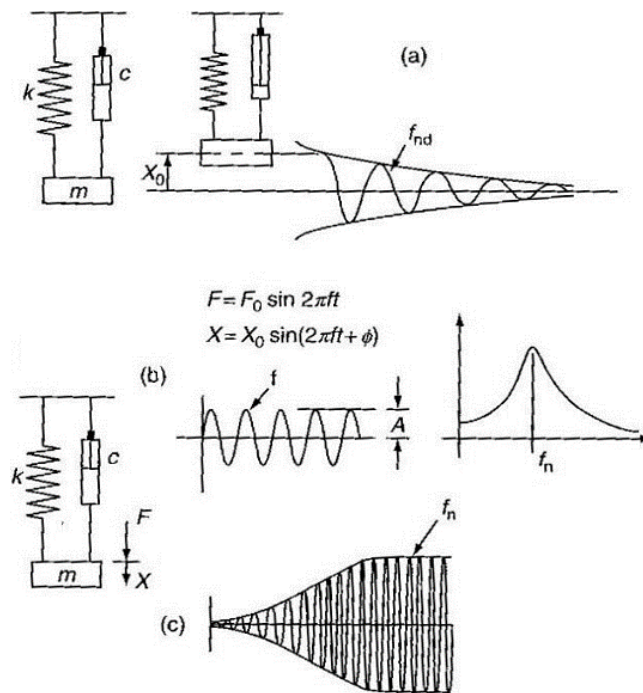


Figura 3.1 – Tipos de vibração: (a) livre; (b) forçada; (c) autoexcitada [adaptado de Stephenson e Agapiou, 2006].

Um exemplo de vibração *chatter* no fresamento ocorre quando alguma vibração causa uma ondulação na superfície usinada por um dente durante o corte, modificando a espessura do cavaco. Quando a aresta seguinte da fresa corta, gera outra ondulação de superfície. O ângulo de defasagem de duas arestas consecutivas é dado pela letra “ ε ”. Uma vez que as duas ondulações geradas por duas arestas consecutivas ficam defasadas de π radianos, ou seja, a

variação do cavaco torna-se máxima, a força de usinagem também acompanha a variação, podendo deixar o processo em regime instável [Quintana e Ciurana, 2011]. A Figura 3.2, adaptada de Yusuf, 2000 e de Faassen, 2007, mostra as variações das forças de usinagem tomando uma amplitude máxima, gerando grandes níveis de vibração.

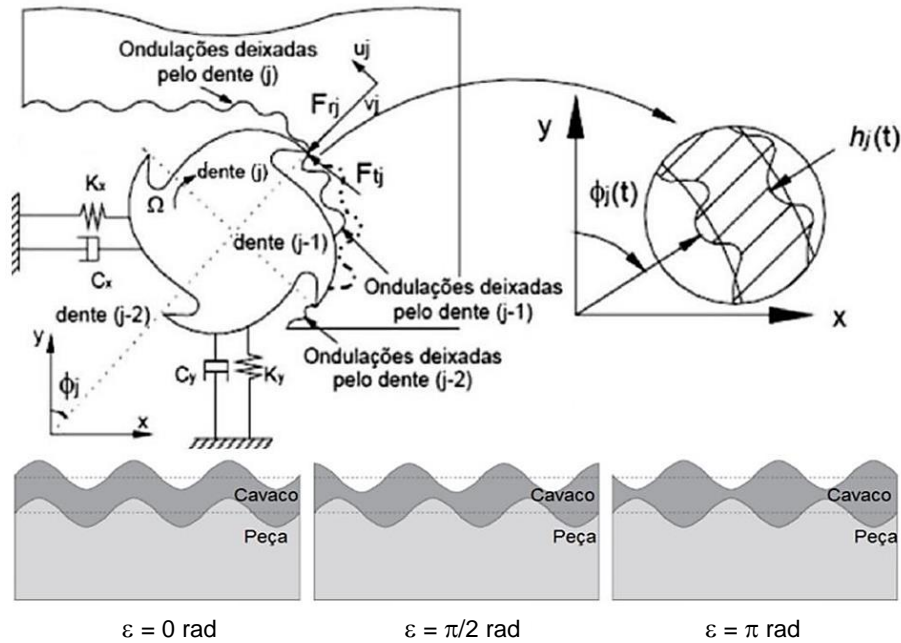


Figura 3.2 – Efeito da mudança de fase entre dois dentes da fresa.

Stephenson e Agapiou, 2006, citam que o fenômeno *chatter* é complexo e depende de configurações de rigidez, amortecimento e condições dinâmicas do sistema máquina/ferramenta/peça; assim como dos materiais da ferramenta e da peça. A vibração *chatter* ocorre quando o sistema de amortecimento da máquina não é capaz de absorver parte da energia transmitida ao sistema pela ação do corte.

O processo de fresamento apresenta um limite entre uma região estável (sem ocorrência de *chatter*) e uma região instável (com ocorrência de *chatter*) em função da profundidade de corte axial e da velocidade de rotação do eixo-árvore. Uma ferramenta previamente definida e utilizada para escolha de parâmetros ótimos, em condição estável, é o diagrama de lóbulos de estabilidade (Figura 3.3 adaptada de Quintana e Ciurana, 2011).

Dessa forma, esse diagrama pode ser utilizado para encontrar uma combinação de parâmetros de corte específica, aliando-se com máxima remoção de material, mas ainda em uma região estável [Faassen, 2007].

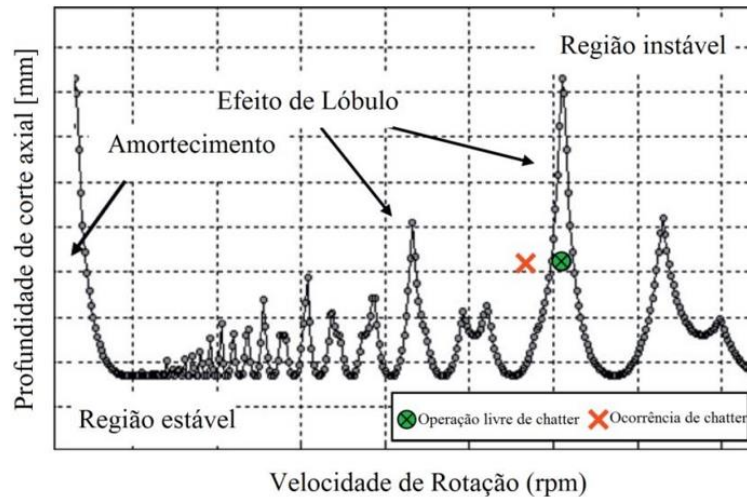


Figura 3.3 – Diagrama de lóbulo de estabilidade.

A construção do diagrama de lóbulos de estabilidade requer informações prévias sobre a função resposta de frequência (FRF) da ferramenta de corte, do porta-ferramentas, da máquina-ferramenta e do material da peça [Quintana e Ciurana, 2011].

Em seu trabalho, Peixoto, 2013, determinou os lóbulos de estabilidade em processos de fresamento de topo de paredes finas a partir da determinação da FRF da fresa de corte e do corpo de prova, do coeficiente de amortecimento e da pressão específica de corte, medidos em cada ponto de uma chapa fina engastada.

O amortecimento em processos de usinagem pode ser devido à estrutura da máquina ou devido à interação ferramenta-peça [Budak e Tunc, 2010]. Em baixas rotações, o efeito de amortecimento no processo é dominante e o efeito *chatter* não é usual. Porém, em rotações mais altas, o efeito do amortecimento no processo diminui e é necessário analisar os efeitos de lóbulo a fim de aperfeiçoar o processo [Quintana e Ciurana, 2011].

3.2 Influência do Comprimento da Haste

A estrutura dos porta-ferramentas e dos elementos de fixação têm forte influência no custo, na precisão e na estabilidade em usinagem. A rigidez e as características dinâmicas possuem influência na vibração resultante do processo [Stephenson e Agapiou, 2006].

Ao se modelar a fresa como uma viga engastada de seção circular e diâmetro “ ϕ ” [mm], esta possui momento de inércia polar representado pela Equação (3.2):

$$I [\text{mm}^4] = \frac{\pi \cdot \phi^4}{64} \quad (3.2)$$

O coeficiente de rigidez elástica (k) pode ser representado pela Equação (3.3):

$$k = \frac{3 \cdot E \cdot I}{L_H^3} = \frac{3\pi \cdot E \cdot \phi^4}{64 \cdot L_H^3} \quad (3.3)$$

onde “E” [MPa] é o módulo de elasticidade; “ L_H ” [mm] é o comprimento em balanço da fresa.

A fresa modelada com rigidez elástica “ k ” [N/mm] quando submetida a um esforço “ F ” [N] na extremidade gera uma deflexão estática “ δ ” [mm] conforme Equação (3.4).

$$\delta \text{ [mm]} = \frac{F}{k} = \frac{64 \cdot F \cdot L_H^3}{3\pi \cdot E \cdot \phi^4} \quad (3.4)$$

Mantendo as mesmas condições e aumentando o comprimento da haste em balanço (L_H), é observável uma redução na rigidez (k) e uma ampliação na deflexão (δ) da fresa.

O primeiro modo de vibração da frequência natural “ f_n ” [Hz] também é modificado com a variação do comprimento de balanço da fresa (L_H). A equação (3.5) apresenta o equacionamento da frequência natural.

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} = \frac{\phi}{8\pi \cdot L_H^2} \sqrt{\frac{3 \cdot E}{\rho}} \quad (3.5)$$

onde “ ρ ” [g/mm³] é a massa específica da posição em balanço da fresa, Equação (3.6):

$$\rho = \frac{m}{V} = \frac{4 \cdot m}{\pi \cdot \phi^2 \cdot L_H} \quad (3.6)$$

em que “ m ” [kg] é a massa da fresa.

Polli, 2005, avaliou a influência dinâmica do balanço da fresa de topo esférico em fresamento. A rugosidade gerada em situações estáveis representou melhores resultados (melhor acabamento da superfície usinada). Em geral, o aumento do balanço representou um crescimento no valor da rugosidade avaliada e, também, modificou o valor da profundidade de corte limite entre as situações estável e o instável no diagrama de lóbulo de estabilidade.

3.3 Influência do Raio de Ponta da Ferramenta Sobre a Vibração

O raio de ponta da ferramenta influencia no comprimento em contato da ferramenta (l_c) na zona de corte entre a ferramenta e a peça. A Figura 3.4a representa esquematicamente o a ferramenta de corte e a linha de contato onde há a interação peça-ferramenta.

A Equação (3.7) apresenta o comprimento de contato (l_c) em função do raio de ponta (r_ϵ), do ângulo de posição (χ_r) e da profundidade de corte (a_p) [Stephenson e Agapiou, 2006].

$$l_c = \frac{a_p - r_\epsilon + r_\epsilon \cdot \cos(\chi_r)}{\text{sen}(\chi_r)} + \frac{\pi \cdot r_\epsilon \cdot \chi_r}{180} \quad (3.7)$$

No caso da operação de torneamento, uma redução da profundidade de corte tem efeito negativo sobre as forças radiais, que empurram a ferramenta para longe da superfície de corte, gerando maior vibração [Sandvik, 2012]. No caso do fresamento frontal, apenas são invertidas as direções das forças. A direção radial no torneamento equivale à direção axial no fresamento frontal, ou seja, são essas forças axiais que tendem a empurrar a aresta da ferramenta para longe da zona de corte, tendendo a aumentar a vibração. Logo, alterando apenas a geometria da ferramenta por uma de maior “ r_ϵ ”, ocorrerá uma redução da relação “ a_p/r_ϵ ”, o que poderia ser relacionado com a vibração durante o corte. No caso, a parcela das forças axiais aumenta em proporção, tendendo a empurrar a ferramenta para longe da zona de corte. **A Erro! Fonte de referência não encontrada.**, adaptada de Sandvik, 2012, ilustra isso. Por outro lado, para um maior “ a_p ” e mesmo valor de “ r_ϵ ”, a força de usinagem “ F_U ” tende a aumentar a sua componente na direção radial.

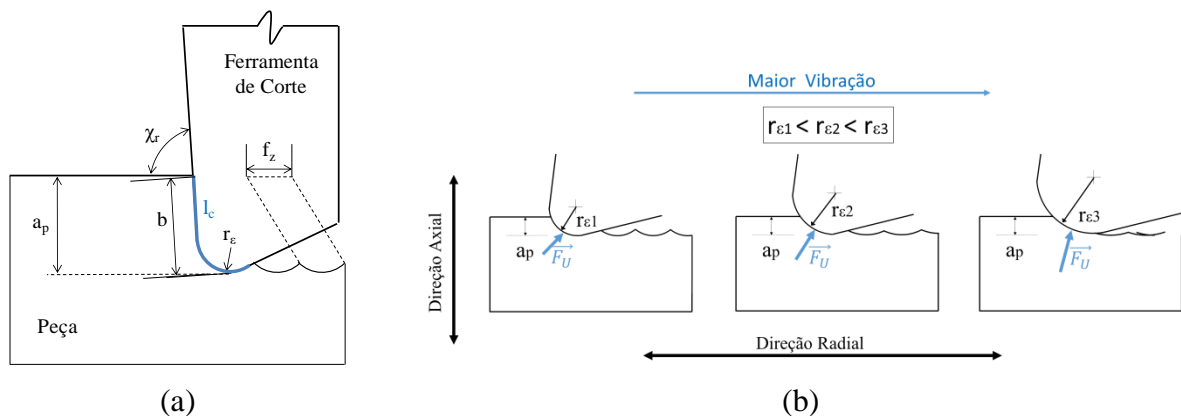


Figura 3.4 – Contato da ferramenta com a peça: (a) representação do comprimento de contato; (b) representação da força de usinagem em função da relação “ a_p/r_ϵ ”.

A componente gerada na direção axial durante o fresamento pode ter efeito positivo no corte em situações onde a máquina apresenta folgas, podendo até mesmo reduzir a vibração.

3.4 Controle de Vibrações

É possível melhorar a resposta da máquina-ferramenta quanto à presença de vibrações no processo de corte dos materiais. Stephenson e Agapiou, 2006, apontam que as características dinâmicas de todo o sistema de usinagem podem melhorar se fontes de vibração da máquina-ferramenta, porta-ferramentas e ferramenta de corte forem atenuadas.

Abaixo são listadas algumas abordagens que podem melhorar o processo de fresamento quanto às características de vibração [Stephenson e Agapiou, 2006]:

- ✓ Aperfeiçoar o projeto da ferramenta de corte usando métodos analíticos e experimentais, aumentando a rigidez estática e dinâmica.
- ✓ Selecionar geometrias adequadas de ferramentas de corte.
- ✓ Eleger o melhor dispositivo porta-ferramentas para a ferramenta e aplicação específica.
- ✓ Isolar o sistema de vibrações forçadas e utilizar amortecedores dinâmicos.
- ✓ Optar por parâmetros de corte ótimos, especialmente a rotação.
- ✓ Reduzir os esforços de corte.
- ✓ Aumentar a rigidez do sistema.
- ✓ Modificar o número de dentes da fresa, alterando a frequência da passagem dos dentes a fim de saída de zona de ressonância, no caso de vibrações autoexcitadas.

Rashid e Nicolescu, 2008, desenvolveram e implantaram amortecedores dinâmicos viscoelásticos no controle de vibrações em fresamento. O dispositivo é montado diretamente na peça e atua como uma massa de contrabalanço, reduzindo os níveis de vibração.

Huang et al., 2015, apresentam um estudo analítico sobre mancais eletromagnéticos ativos sem contato diretamente no eixo-árvore da fresadora. O sistema busca redução de atrito, redução de custo de manutenção e aumento na vida útil estabilizando vibrações através da aplicação de corrente elétrica retroalimentada. Simulações mostraram uma expansão no diagrama de estabilidade do processo de fresamento, permitindo assim aumentar os parâmetros de corte no processo sem que entre em zonas de ressonância e instabilidades na operação. No entanto, os autores citam que ainda existem problemas práticos entre os estudos teóricos de controle e as aplicações industriais reais. Por exemplo, o estudo é baseado no pressuposto de um rotor rígido, o que não poderia ser aplicado para eixos finos. Há ainda problemas na medição de deslocamentos e velocidades do rotor, correntes elétricas e velocidade do fuso para controle e retroalimentação do sistema. A variação da espessura do cavaco durante o corte é outra adversidade e esses aspectos devem ser mais bem estudados para uma aplicação prática.

4 ACABAMENTO DA SUPERFÍCIE USINADA

O acabamento da superfície usinada abrange tanto características geométricas de textura e topografia como características físico-químicas, cristalográficas e propriedades mecânicas da superfície, microdureza, tensões residuais, deformação plástica, camadas fraturadas, resistência à corrosão e resistência à fadiga [Petropoulos et al., 2010].

A textura é um parâmetro de saída de fácil constatação que reflete as variações no processo de usinagem, tais como mudança na composição química da matéria-prima, desgaste excessivo da ferramenta de corte, escolha de parâmetros inadequados e instabilidades na máquina [Santos e Sales, 2007].

Vários fatores presentes na usinagem tais como deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e reações químicas têm influência na geração da nova superfície [Machado et al., 2011].

Normalmente utiliza-se a textura como parâmetro principal de medida de desempenho do processo de usinagem. As características da textura são definidas em três níveis (erros de forma, ondulação e rugosidade) conforme as irregularidades se apresentam.

A rugosidade é resultado de vários fatores simultâneos que podem ocorrer em usinagem. Características da ferramenta de corte, propriedades do material da peça, variação dos parâmetros de corte e fenômenos do processo podem afetar a rugosidade da superfície usinada, como mostra o diagrama de causa e efeito da Figura 4.1 [Bajić et al., 2012].

A quantificação da textura pode ser realizada através de instrumentos de medição de contato ou ópticos. Para a medição por contato, um apalpador desloca-se através da superfície, oscilando perpendicularmente conforme a topografia da região. Essa oscilação é ampliada e registra-se o perfil da superfície medida. A Figura 4.2 ilustra esse tipo de medição [Santos e Sales, 2007]. O rugosímetro é um exemplo de instrumento de medição que utiliza tal princípio, sendo a oscilação do apalpador ao longo do comprimento de medição convertida em sinal elétrico. Dessa forma, para mensurar a rugosidade, são utilizados parâmetros que relacionam a amplitude de picos e vales e seu espaçamento na linha de centro da superfície em que é realizada a leitura. Para a avaliação desses parâmetros, são retiradas amostras de comprimento a partir de uma extensão total, que deve assegurar significância estatística. Os trechos de entrada e saída podem apresentar transientes, variando a velocidade do apalpador, que são desconsiderados na leitura [adaptado de Bajić et al., 2012]. Os deslocamentos do apalpador para medição de rugosidade podem ser vistos na Figura 4.3 [Santos e Sales, 2007].

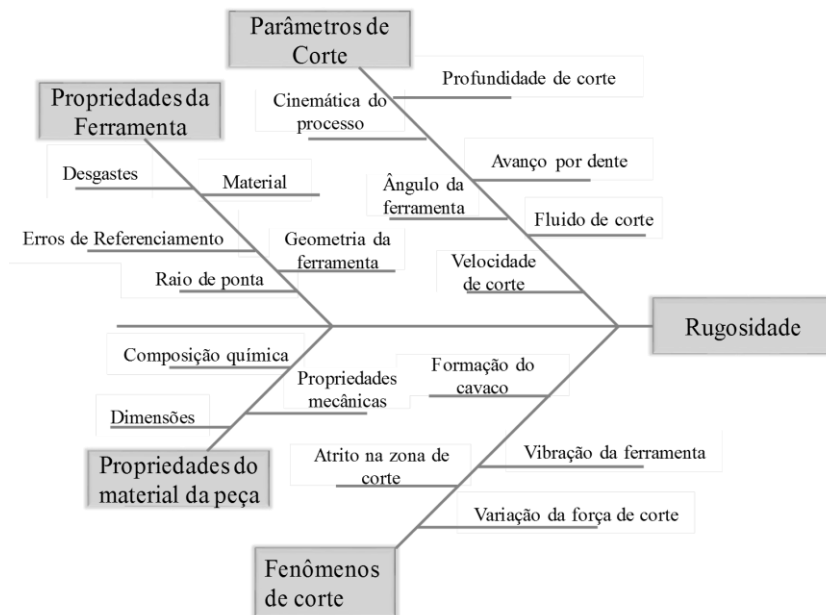


Figura 4.1 – Diagrama de causa e efeito: fatores que influenciam a rugosidade.

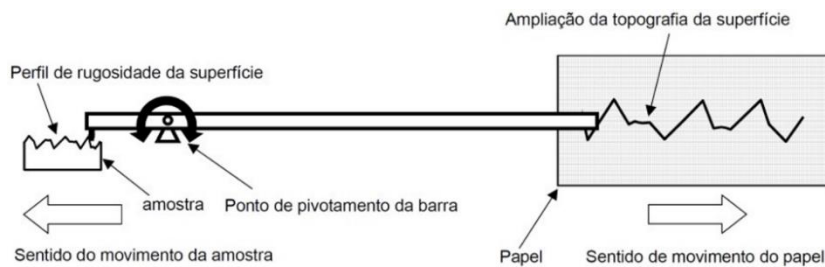


Figura 4.2 – Princípio de funcionamento da medição por contato.

A norma ABNT NBR ISO 4287, 2002, estabelece definições e parâmetros para estado da superfície. O comprimento de amostragem (l_e), ou *cutoff*, é o comprimento útil da medição usado para identificar as irregularidades características do perfil avaliado. Já o comprimento de medição (l_m) engloba um ou mais comprimentos de amostragem e é utilizado para o cálculo dos parâmetros de rugosidade. Normalmente recomenda-se que o comprimento de medição seja dividido em cinco comprimentos de amostragem. A Figura 4.3 apresenta esses conceitos.

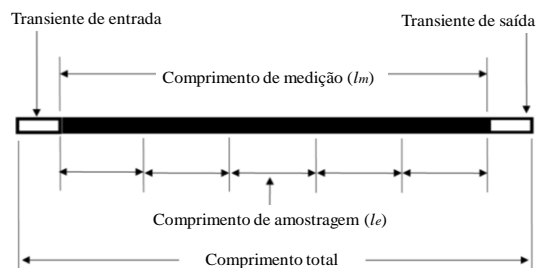


Figura 4.3 – Deslocamentos do apalpador para medição de rugosidade.

4.1 Filtros de Perfil

Segundo a norma ABNT NBR ISO 4287, 2002, podem ser utilizados três tipos de filtros de perfil nos instrumentos de medição. O filtro “ λ_s ” separa os componentes de rugosidade de ondas mais curtas. O filtro “ λ_c ” separa os componentes de rugosidade e ondulação. O filtro “ λ_f ” separa a ondulação de componentes de amplitudes mais longas da superfície. A Figura 4.4 [adaptado de ABNT NBR ISO 4287, 2002] caracteriza os filtros de perfis utilizados em instrumentos de medição de ondulação e rugosidade.

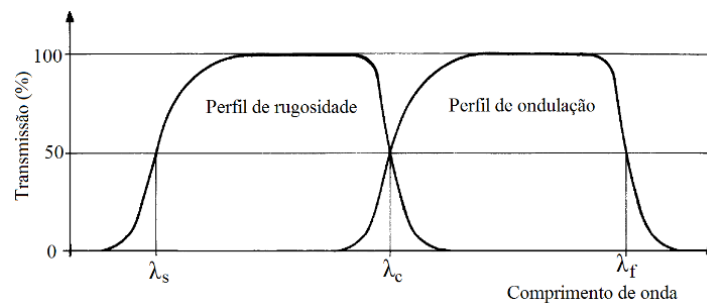


Figura 4.4 – Características de transmissão dos perfis de rugosidade e ondulação.

O perfil primário que o rugosímetro gera com a medição da textura da superfície usinada é captado juntamente com a ondulação (Fig. 4.5a). Logo, uma filtragem passa-alta é necessária para eliminar a ondulação da rugosidade medida (Fig. 4.5b). Esta tem relação com o *cutoff* previamente selecionado para a medição [Mitutoyo, 2009].

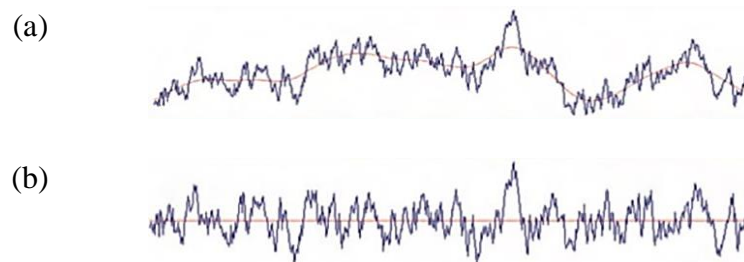


Figura 4.5 – Perfil da rugosidade: (a) com ondulações; (b) sem ondulações.

4.2 Parâmetros aritméticos de rugosidade

Existem diversos parâmetros para caracterizar a rugosidade. Um dos mais utilizados é o desvio médio aritmético ou rugosidade média (R_a), ilustrado pela Figura 4.6 [Tavares, 2012]. A rugosidade “ R_a ” considera a média dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem em relação à linha média do perfil primário [Petropoulos et al., 2010]. Esse

parâmetro é de fácil definição e medição e pode ser usado quando for necessário o controle contínuo da rugosidade nas linhas de produção; em superfícies em que o acabamento apresenta sulcos de usinagem bem orientados (como em fresamento); em superfícies de pouca responsabilidade, como no caso de acabamentos com fins apenas estéticos [Tavares, 2012].

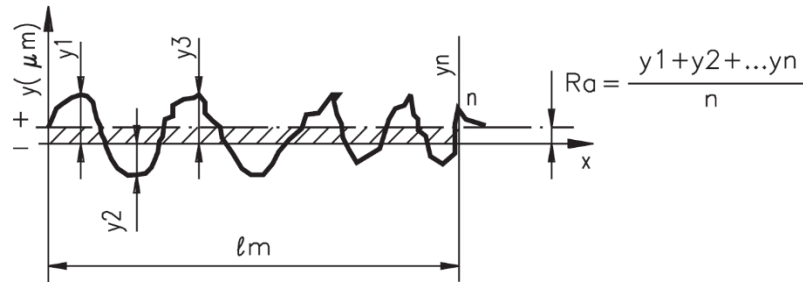


Figura 4.6 – Definição do parâmetro de rugosidade média “ R_a ”.

Embora seja pobre em significado físico, o parâmetro “ R_a ” é estabelecido em quase todas as normas de padronização para apontar a rugosidade. Entretanto, não tem sensibilidade a pequenas variações do perfil, não oferece nenhuma informação sobre as características de comprimento, como também não distingue picos e vales [Petropoulos et al., 2010]. Outra desvantagem da utilização do parâmetro “ R_a ” é que ele não diferencia o perfil de rugosidade, mas apenas calcula a média dos pontos de aquisição. Um exemplo é mostrado por Rodriguez et al., 2011, apresentado pela Figura 4.7 que mostra seis tipos de perfis de rugosidade com o mesmo valor medido de “ R_a ”.



Figura 4.7 – Diferentes perfis de rugosidade com mesmo valor de “ R_a ”.

A rugosidade “ R_a ” pode ser calculada para a operação de fresamento frontal em função do raio de ponta (r_e) e do avanço por dente (f_z) da ferramenta através da Equação (4.1) [Machado et al., 2011].

$$R_a = \frac{r_e}{2} - \sqrt{r_e^2 - \left(\frac{f_z}{4}\right)^2} \quad (4.1)$$

Outro parâmetro utilizado é a rugosidade média quadrática (R_q), ou RMS, que acentua o efeito dos valores do perfil que se afastam da média, ou seja, caracteriza com maior sensibilidade os picos e vales que o parâmetro “ R_a ”.

A rugosidade máxima pico a vale (R_t) estabelece a distância entre o pico mais alto (R_p) e o vale mais profundo (R_v) do perfil de rugosidade filtrado no comprimento de medição (l_m). Este parâmetro tem alta sensibilidade de desvios da linha média, como arranhões ou rebarbas. O parâmetro “ R_v ” é importante, pois indica a capacidade de a superfície reter óleo para determinadas aplicações ou pode ser relacionada com a resistência mecânica em estruturas sob grandes níveis de tensão [Petropoulos et al., 2010]. A Figura 4.8 apresenta essas definições [adaptado de Tavares, 2012].

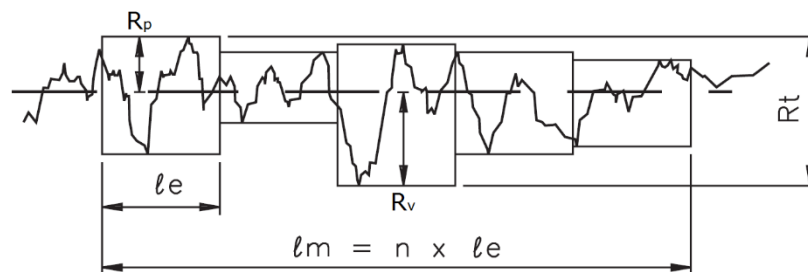


Figura 4.8 – Definição dos parâmetros “ R_t ”, “ R_p ”, “ R_v ”.

A rugosidade média parcial (R_z) suaviza grandes desvios que não sejam representativos para o perfil de rugosidade, correspondendo à média aritmética dos “ i ” valores de rugosidade parcial (Z_i). Na representação gráfica do perfil, “ Z_i ” corresponde à altura entre o maior pico (R_p) e o maior vale (R_v) do perfil em cada comprimento de amostragem (l_e), como mostra a Figura 4.9 [Tavares, 2012].

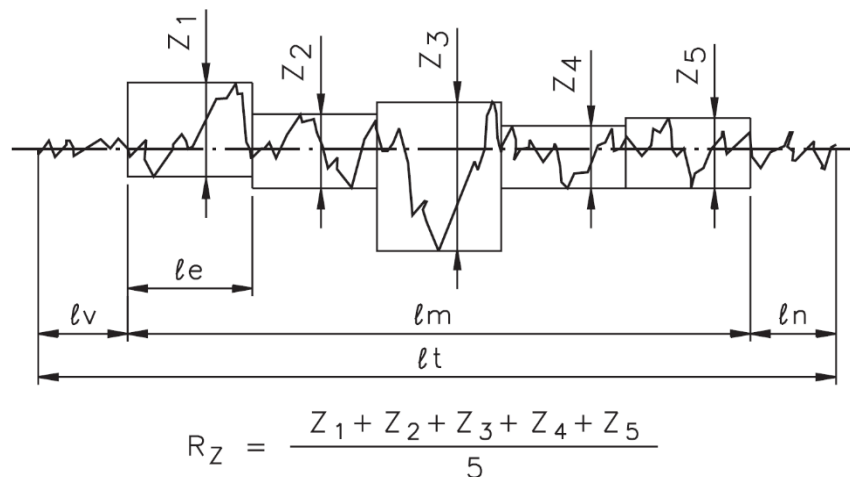


Figura 4.9 – Definição do parâmetro de rugosidade média parcial “ R_z ”.

O parâmetro “ R_z ” pode ser empregado nos casos em que pontos isolados não influenciam na função da peça a ser controlada (ex.: superfícies de apoio e de deslizamento, ajustes prensados etc.) e em superfícies onde o perfil é periódico e conhecido (como no processo de fresamento frontal). Porém, em algumas aplicações, não é aconselhável a consideração parcial dos pontos isolados, pois um ponto acentuado será considerado somente em 20%, mediante a divisão de $1/i$. Outra desvantagem é que “ R_z ” não possibilita nenhuma informação sobre a forma do perfil, bem como da distância entre as ranhuras [Tavares, 2012].

A rugosidade máxima “ R_y ” pode ser definida como o maior valor das rugosidades parciais (Z_i) que se apresenta no percurso de medição (l_m). Por exemplo, na Figura 4.10, o maior valor parcial é o “ Z_3 ”, que está localizado no “ $3^\circ l_e$ ”, e que corresponde à “ R_y ”.

4.3 Parâmetros Estatísticos de Rugosidade

Parâmetros estatísticos de rugosidade tem um melhor fundamento científico que os parâmetros aritméticos e podem melhor caracterizar a superfície usinada. Como exemplos, destacam-se a assimetria e a curtose. A Figura 4.10, adaptado de Petropoulos et al., 2010, dá uma ideia da caracterização desses dois parâmetros estatísticos.

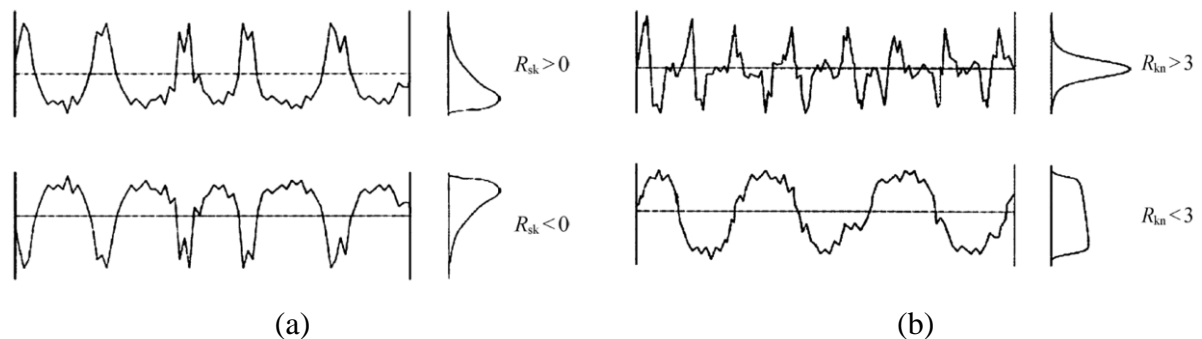


Figura 4.10 – Distribuições de diferentes perfis de rugosidade: (a) assimetria; (b) curtose.

A assimetria (R_{sk}) avalia o grau de desvio ou afastamento da simetria de um perfil de rugosidade. Superfícies “vazias” de material exibem assimetria positiva, enquanto que superfícies “preenchidas” exibem assimetria negativa. A curtose (R_{ku}) descreve o grau de achatamento de um perfil de rugosidade, atribuindo-se o valor 3 para distribuições normais. Para “ $R_{ku} > 3$ ” a superfície é definida com picos mais agudos (distribuição leptocúrtica). Para “ $R_{ku} < 3$ ” os picos são mais achatados (distribuição platicúrtica) [Petropoulos et al., 2010].

Alternativamente, é possível representar o perfil de rugosidade através de uma função de probabilidade cumulativa que indica o quanto acima ou abaixo de uma linha de referência

estará o perfil. Essa função é denominada curva de Abbott-Firestone (Figura 4.11b) e fornece informações importantes sobre o contato real e a capacidade de carga de superfície [Petropoulos et al., 2010]. Tavares, 2005, cita que a curva de Abbott-Firestone provê dados importantes sobre o perfil de rugosidade medido.

Segundo a norma DIN 4776, 1990, podem ser utilizados parâmetros de perfil para descrever, dividindo a curva de Abbott-Firestone em três partes, definindo-se os parâmetros descritivos do perfil de rugosidade: picos (R_{pk}), vales (R_{vk}) e rugosidade central (R_k). A Figura 4.11, adaptada de Rahnejat, 2010, demonstra como são determinados os parâmetros. Os parâmetros MR_1 e MR_2 representam a menor e a maior parcela de material.

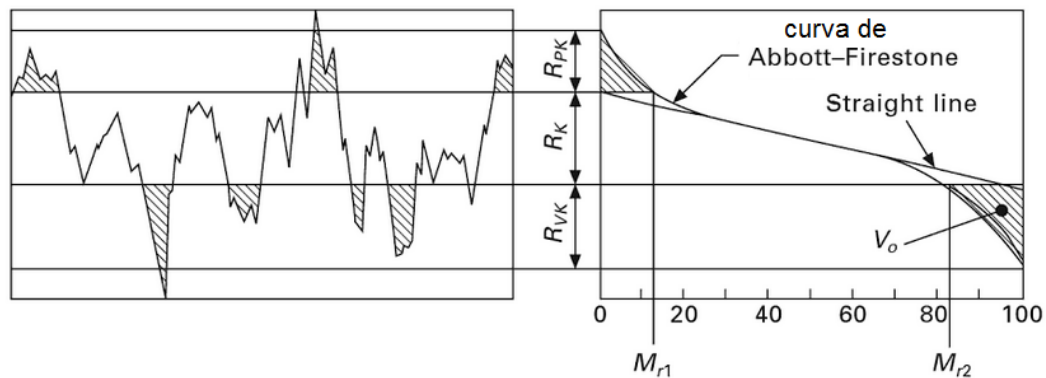


Figura 4.11 – Determinação dos parâmetros descritivos da curva de Abbott-Firestone.

A partir desses parâmetros, Tavares, 2005, expõe pela Equação (4.2) o volume de retenção de óleo (V_0) na superfície (Figura 4.11):

$$V_0 = \frac{R_{vk} \cdot (100 - M_{r2})}{200} \quad (4.2)$$

Esta informação é importante para algumas aplicações, como em anéis de pistões.

5 AÇO INOXIDÁVEL

Aços inoxidáveis são aços de alta liga cuja característica marcante é a resistência à corrosão em ambientes adversos. Como principal elemento de liga tem-se o cromo que reage com o oxigênio, formando uma fina película de óxido de cromo (Cr_2O_3), atribuindo características de resistência à corrosão em ambientes agressivos e/ou com temperaturas elevadas [ASM, 1995].

5.1 Tipos de Aços Inoxidáveis

Os aços inoxidáveis são classificados em cinco grandes famílias, das quais quatro são baseadas em características da microestrutura de suas ligas: ferríticos, martensíticos, austeníticos ou duplex (austeníticos e ferríticos). Na quinta família estão classificados os aços endurecidos por precipitação, baseado no tipo de tratamento térmico utilizado [ASM, 1995]. A Figura 5.1, adaptada de Atlas, 2010, apresenta uma comparação entre famílias de aços inoxidáveis a partir da composição de cromo e níquel.

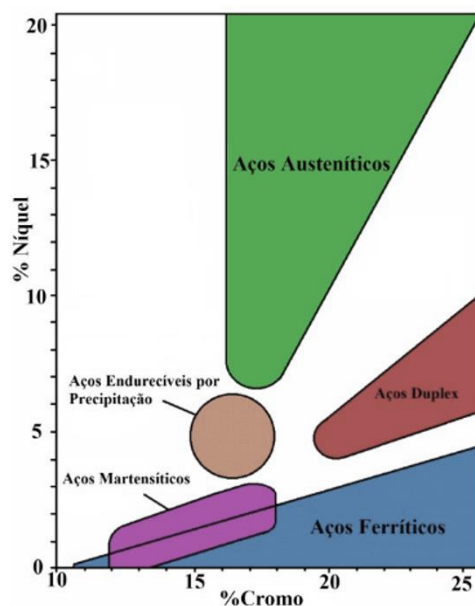


Figura 5.1 – Classificação dos aços inoxidáveis.

Os aços inoxidáveis ferríticos têm a estrutura cristalina organizada em forma de corpo cúbico centrado (CCC), o que dá características ferromagnéticas. Possuem teor de cromo de 10,5 a 30%, boa ductilidade e conformidade. Entretanto, sua resistência mecânica é menor que a do aço austenítico a temperaturas maiores de trabalho [ASM, 1995].

Os aços inoxidáveis martensíticos possuem estrutura martensítica, tetragonal de corpo centrado (TCC). O teor de cromo se situa na faixa de 11,5 a 18% e de carbono entre 0,1 a 0,5%. Também apresentam característica ferromagnética e possuem boa usinabilidade. Pequenas quantidades de níquel melhoram a resistência à corrosão e tenacidade [ASM, 1995].

Os aços inoxidáveis austeníticos apresentam microestrutura predominantemente austenítica, cúbica de face centrada (CFC) e não são endurecíveis por tratamento térmico, apenas por deformação mecânica (alto grau de encruamento), sendo essencialmente não magnéticos. Tais materiais possuem teor de cromo de 16 a 26% e de níquel abaixo de 35%, podendo todo ou parte do níquel ser substituído por manganês ou nitrogênio. Estes aços encontram aplicações na indústria alimentícia, química e petroquímica [ASM, 1995].

5.2 Usinabilidade do Aço Inoxidável

O aço inoxidável pode apresentar uma usinabilidade de boa a ruim dependendo da liga escolhida. Entretanto, em geral, esse tipo de aço é considerado de mais difícil usinagem se comparado a outros metais como o alumínio ou aços baixo carbono. Esse material apresenta característica pastosa durante o corte, formando cavacos longos e flexíveis, que podem resultar em aresta postiça, onde uma parte do material adere-se à ferramenta [ASM, 1995]. Além disso, o aço inoxidável apresenta alta resistência à tração, alta ductilidade, alta taxa de encruamento, baixa condutividade térmica e características abrasivas que reduzem a sua usinabilidade. Essa combinação de fatores pode resultar em elevadas forças de usinagem, altas temperaturas, difícil retirada de calor da zona de corte, aumento no desgaste e suscetibilidade ao entalhe (menor vida da ferramenta), dificuldades de quebra do cavaco, formação de rebarbas acentuadas e pobre acabamento na superfície usinada [Stephenson e Agapiou, 2006].

O aço inoxidável austenítico tem maior taxa de encruamento, faixa mais ampla entre limites de escoamento e de tração, e maiores níveis de tenacidade e ductilidade se comparado com ferríticos ou martensíticos. Como características de usinabilidade, esse tipo de material tem bastante suscetibilidade à formação de aresta postiça; o cavaco gerado tem tendência a emaranhar, tornando difícil sua remoção [ASM, 1995].

Em aços inoxidáveis austeníticos ainda há tendência à vibração *chatter* se o sistema não apresentar alta rigidez. A ocorrência desta vibração fica mais evidenciada devido ao uso de ferramentas ou suportes inadequados e para processos que apresentem o corte interrompido, como o caso do fresamento, ou com pequeno avanço [Santos e Sales, 2007].

Técnicas de refrigeração podem melhorar a usinabilidade do aço inoxidável austenítico. O trabalho a frio reduz a ductilidade do material, resultando em uma usinagem mais fácil, com menor tendência à formação de aresta postiça. Esta medida pode melhorar o acabamento da peça usinada, mas pode reduzir o tempo de vida da ferramenta devido a maiores níveis de dureza [ASM, 1995].

Shao et al., 2007, avaliaram a usinabilidade do aço inoxidável 3%Co - 12%Cr em fresamento e verificaram que, em geral, a rugosidade da peça varia de acordo com a mudança da velocidade de corte (v_c) e aumenta com o acréscimo do avanço por dente (f_z), como ilustra o gráfico da Figura 5.2a. A Figura 5.2b mostra uma condição instável para $f_z = 0,05$ mm/dente e $v_c = 88$ m/min. Para a mesma velocidade de corte (88 m/min), a Figura 5.2c mostra que o processo retorna a uma condição estável com $f_z = 0,06$ mm/dente.

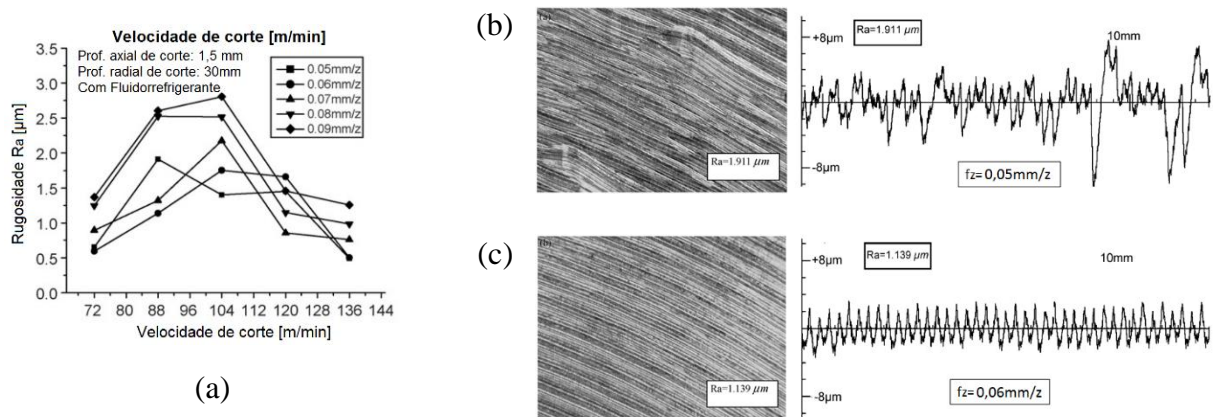


Figura 5.2 – Avaliação da usinabilidade do aço inoxidável 3%Co - 12%Cr em fresamento:
(a) rugosidades com variação de f_z e v_c ; (b) perfil de rugosidade em condição instável;
(c) perfil de rugosidade em condição estável.

6 ANÁLISE DO SINAL VIA TRANSFORMADA DE WAVELET

No monitoramento de sinais em processos de usinagem, sensores são frequentemente utilizados para avaliar as características operacionais do sistema máquina/ferramenta/peça a fim de garantir condições econômicas de corte e produtos de maior qualidade. Assim, sinais como força, vibração, potência, temperatura etc., são coletados normalmente no domínio do tempo. Para se extrair informações destes sinais, técnicas de processamento são necessárias. Grande parte das vezes, o sinal é processado e transformado do domínio do tempo para outro domínio (ex.: frequência ou tempo-frequência), a fim de extrair informações que não são facilmente observáveis no domínio do tempo [Gao e Yan, 2011].

6.1 Transformada de Fourier

Uma ferramenta bastante utilizada em processamento de sinais é a Transformada de Fourier (FT). Em 1807, o matemático francês Joseph Fourier concluiu que qualquer sinal periódico pode ser representado como uma soma ponderada de uma série de senos e cossenos. A FT pode ser expressa pelo produto interno do sinal no domínio do tempo “ $x(t)$ ” pela onda senoidal e é apresentada pela Equação (6.1) [Gao e Yan, 2011].

$$X(f) = \langle x, e^{i2\pi f \cdot t} \rangle = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \cdot e^{i2\pi f \cdot t} dt \quad (6.1)$$

A Figura 6.1, adaptada de Gao e Yan, 2011, ilustra o processo da FT para um sinal contínuo, determinando as várias frequências presentes no sinal.

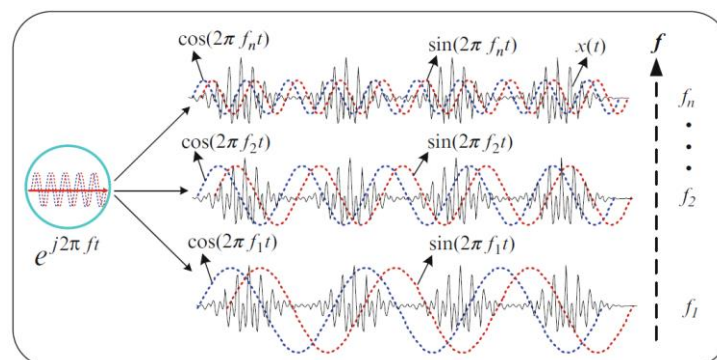


Figura 6.1 – Transformada de Fourier.

Para sinais obtidos experimentalmente, em geral a aquisição de dados é realizada em “ N ” amostras discretas em intervalos de tempo “ Δt ” em um total de tempo de amostragem “ t ”.

Assim, a transformada discreta de Fourier (DFT) é definida pela Equação (6.2), sendo “ N^2 ” operações necessárias para uma amostra de tamanho “ N ” [Gao e Yan, 2011]:

$$\text{DFT}(f_n) = \frac{1}{N} \sum_{k=0}^{N-1} x_k \cdot e^{i \cdot 2\pi \cdot f_n \cdot k \cdot \Delta t} \quad (6.2)$$

onde “ $N = t/\Delta t$ ” é o número de amostras e “ $f_n = n/t$ ”, $n = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1$ são os componentes de frequência discreta.

No entanto, o custo computacional da DFT é alto, uma vez que é necessária uma matriz “ $N \times N$ ”, para uma amostra de tamanho “ N ”, ou seja, seria necessário um total de “ N^2 ” operações aritméticas de para completá-la. Por exemplo, com uma amostra $N = 256$ seriam necessárias 65536 operações. Assim, foi desenvolvido em 1965 por Cooley e Tukey a Transformada Rápida de Fourier (FFT). Este algoritmo divide uma grande série DFT em duas metades “ $N/2$ ” em cada passo, reduzindo o total de operações aritméticas para “ $N \cdot \log(N)$ ”. Por exemplo, ao comparar com as “ N^2 ” operações necessárias pela DFT para uma amostra “ N ”, haverá uma redução de 96% em comparação com a DFT [Gao e Yan, 2011].

O método FFT é comumente usado na análise de sinais no domínio da frequência e foi amplamente aplicado no monitoramento do estado da ferramenta de corte em usinagem (*TCM – Tool Condition Monitoring*) durante toda a década de 1990 e no início dos anos 2000 [Elbestawi e Papazafiriou, 1991; Tarng e Lee, 1993; Byrne et al., 1995; Zhu et al., 2003].

Para uma melhor análise do sinal no domínio do tempo e para melhor capturar as rápidas mudanças no sinal (sinais não-estacionários), em 1946, Dennis Gabor desenvolveu uma janela tempo x frequência que desliza ao longo do eixo do tempo para executar FT locais. Desse modo, foi criada a Transformada de Fourier de Curto Tempo STFT (*Short-Time Fourier Transform*). A função “ $g(t)$ ” representa a função de janela de deslize, centrada em um tempo “ τ ”. Assim, a transformação resultante STFT é dada pela Equação (6.3) [Gao e Yan, 2011].

$$\text{STFT}(\tau, f) = \langle x, g_{\tau, f} \rangle = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \cdot g(t - \tau) \cdot e^{j \cdot 2\pi f \cdot t} dt \quad (6.3)$$

A Figura 6.2, adaptada de Gao e Yan, 2011, apresenta a STFT. Para cada tempo “ τ ” específico, uma FFT é realizada no sinal “ $x(t)$ ” dentro da janela. Sucessivamente, quando a janela é deslizada no eixo do tempo, outra FFT é executada. Através de operações consecutivas, a FFT de todo o sinal pode ser realizada, considerando o segmento de sinal dentro da janela aproximadamente estacionário [Gao e Yan, 2011].

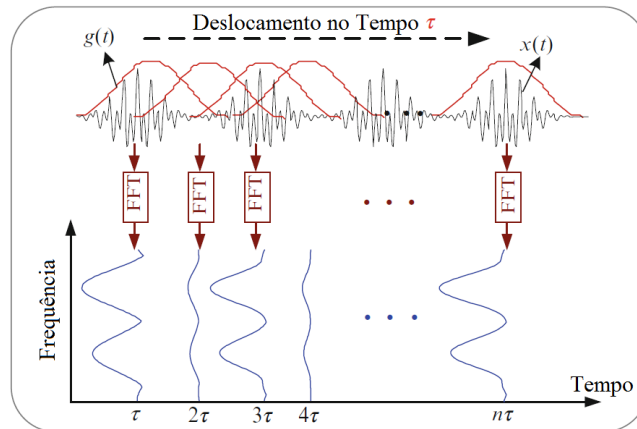


Figura 6.2 – Transformada de Fourier de curto tempo.

No entanto, há uma limitação de seleção do tamanho de janela. De acordo com o princípio da incerteza de Cohen, 1989, o produto das resoluções no tempo ($\Delta\tau$) e na frequência (Δf) é limitado pela Equação (6.4):

$$\Delta\tau \cdot \Delta f \geq \frac{1}{4\pi} \quad (6.4)$$

A resolução no tempo é medida pelo valor RMS do tempo, Equação (6.5):

$$\Delta\tau^2 = \frac{\int \tau^2 |g(\tau)|^2 d\tau}{\int |g(\tau)|^2 d\tau} \quad (6.5)$$

Logo, a resolução na frequência é medida pelo valor RMS da largura de banda, representada pela Equação (6.6), onde “ $G(f)$ ” representa a FT da função janela “ $g(t)$ ”:

$$\Delta f^2 = \frac{\int f^2 |G(f)|^2 df}{\int |G(f)|^2 df} \quad (6.6)$$

Dessa forma, uma limitação da STFT é que uma vez selecionado o tamanho da janela, este será o mesmo para todas as frequências. Portanto, com uma janela muito estreita tem-se uma boa resolução no tempo, mas não na frequência. Nesse sentido, não se pode ter uma boa resolução nos domínios da frequência e do tempo no mesmo instante. Isto pode ser observado pela Figura 6.3, em que duas condições são apresentadas nas quais se podem alterar as dimensões da janela tempo x frequência, mantendo a mesma área de janela. Aumentando a resolução no tempo, reduz-se na frequência. Se crescer a resolução da frequência, perde-se resolução no tempo [Gao e Yan, 2011].

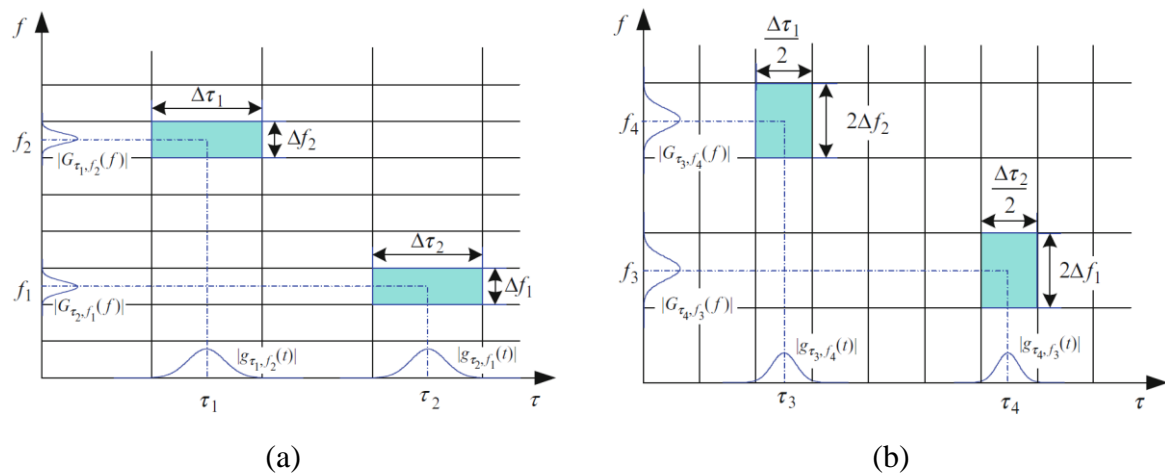


Figura 6.3 – Resoluções tempo-frequência associadas com STFT:
 (a) tamanho da janela τ ; (b) tamanho da janela $\tau/2$.

6.2 Transformada de Wavelet

A primeira referência a Wavelets é ligada a Alfred Haar em 1909. Sua pesquisa em sistemas de funções ortogonais levou ao desenvolvimento de um conjunto de funções de base retangular e, mais tarde, em 1911, a uma família inteira de funções, a *Wavelet Haar*, a família mais simples até hoje [Gao e Yan, 2011].

Um grande avanço na área foi atribuído a Jean Morlet em meados de 1970, enquanto analisava o sinal de ecos acústicos em uma companhia de petróleo. Através de envios de pulso e recebimento de eco acústico, Morlet determinava se havia petróleo abaixo da crosta e a espessura da camada de óleo. Enquanto usava a STFT para a análise, notou que se mantivesse a largura da função de janela fixa, essa não funcionava. Assim, resolveu manter a frequência da função de janela constante por estiramento ou aperto da função de janela [Mackenzie, 2001; Gao e Yan, 2011].

Mais tarde, em 1984, Alex Grossmann e Jean Morlet concluíram que um sinal podia ser transformado em Wavelet e posteriormente ser transformado novamente à sua forma original sem qualquer perda de informação [Gao e Yan, 2011].

O que difere a WT da STFT é que o tamanho da janela não necessariamente permanece fixo. Assim, é possível uma análise de janelas de tamanhos variáveis de componentes de frequência e tempo dentro de um sinal [Mallat, 1998]. Dessa forma, o sinal é comparado a um conjunto de funções modelos baseado no dimensionamento e no deslocamento da Wavelet. A operação de escalonamento (*scaling*) é a responsável pelo dimensionamento da função Wavelet, podendo ser esticada ou comprimida. Já o deslocamento (*shifting*) translada a janela

ao longo do tempo, podendo acelerar ou atrasar o seu aparecimento. Assim, a função base da WT (ou Wavelet mãe) é definida pela Equação (6.7) [Gao e Yan, 2011]:

$$\psi(t) = \left(\frac{1}{\sqrt{a}} \right) \psi \left(\frac{t-b}{a} \right) \quad (6.7)$$

onde “a” > 0 representa o fator de escala que determina a largura (inversamente proporcional à frequência) da função base da WT “ $\psi(t)$ ” e “b” representa o fator de translação em relação ao tempo (deslocamento de escala que determina o instante que inicia da oscilação).

O propósito do fator “ $1/\sqrt{a}$ ” é assegurar que a energia da função permaneça a mesma em diferentes escalas. A Figura 6.4, adaptada de Gao e Yan, 2011, ilustra a WT.

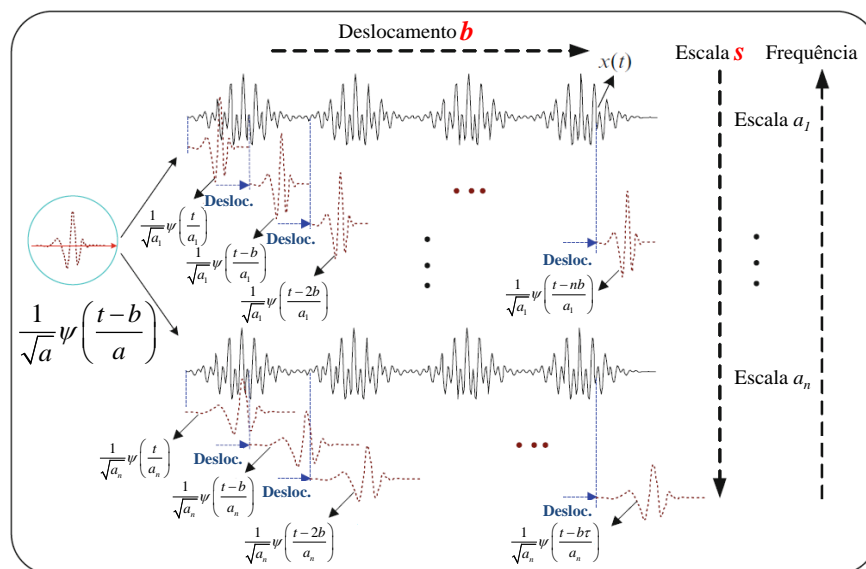


Figura 6.4 – Representação da transformada de Wavelet.

Um grande avanço na pesquisa de Wavelet foi a criação da análise de multiresolução por Stephane Mallat e Yves Meyer com bases ortonormais [Mallat, 1989; Gao e Yan, 2011].

Vários outros pesquisadores construíram suas próprias famílias de Wavelets a partir de funções matemáticas. A exemplo, Ingrid Daubechies criou sua própria família de Wavelets (*Wavelets Daubechies*) seguindo os conceitos bases de multiresolução. Esse tipo de WT pode ser implementado usando filtros digitais simples [Daubechies, 1988; Gao e Yan, 2011].

A resolução tempo-frequência pode variar conforme a seleção do fator de escala (a) e de deslocamento (b) dentro da função base Wavelet “ $\psi(t)$ ”, como mostra a Figura 6.5 adaptada de Kunpeng et al., 2009.

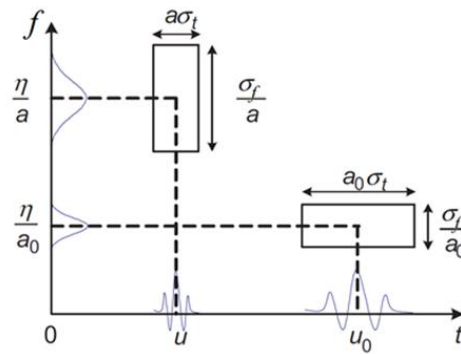


Figura 6.5 – Resoluções tempo-frequência associadas com WT.

6.3 Transformada de Wavelet Contínua

Conforme Daubechies, 1990, matematicamente a Wavelet é uma pequena onda que oscila em torno do zero (média zero) e tem a área limitada. A Wavelet deve garantir a condição de admissibilidade descrita pela Equação (6.8).

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \psi(t) dt = 0 \quad (6.8)$$

Pode-se assumir que “ $\psi(t)$ ” é um quadrado integrável ou tem energia finita. Dessa forma, a média da função deve ser zerada, se comportando como uma onda. Assim, a equação da Wavelet contínua (CWT) pode ser descrita pela Equação (6.9) [Gao e Yan, 2011].

$$\text{CWT}(a, b) = \left(\frac{1}{\sqrt{a}} \right) \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \cdot \psi \left(\frac{t-b}{a} \right) dt \quad (6.9)$$

onde “ $x(t)$ ” é o sinal contínuo analisado no domínio do tempo.

A grande desvantagem da CWT é que os fatores de escala (a) e de deslocamento (b) variam continuamente no intervalo da amostra, gerando quantidades grandes de dados a serem processados. Esse processo pode gerar informações redundantes [Gao e Yan, 2011].

6.4 Transformada de Wavelet Discreta

A CWT é uma ferramenta eficaz tanto para sinais estacionários quanto para não-estacionários. No entanto, envolve muita informação redundante e isso é computacionalmente desvantajoso. Para reduzir esse problema, são usados parâmetros de escala e translação, sendo realizada uma discretização expressa pela Equação (6.10) [Gao e Yan, 2011]. Por conseguinte, a família base de Wavelet correspondente pode ser escrita pela Equação (6.11).

$$\begin{cases} a = a_0^j \\ b = k \cdot b_0 \cdot a_0^j \end{cases}; \quad a_0 < 1, \quad b_0 \neq 0, \quad j, k \in \mathbb{Z} \quad (6.10)$$

$$\psi_{j,k}(t) = \left(\frac{1}{\sqrt{a_0^j}} \right) \psi \left(\frac{t - k \cdot b_0 \cdot a_0^j}{a_0^j} \right) \quad (6.11)$$

Geralmente os valores $a_0 = 2$ e $b_0 = 1$ são adotados [Addinson, 2002]. A Equação (6.11) pode ser então reescrita na Equação (6.12):

$$\psi_{j,k}(t) = \left(\frac{1}{\sqrt{2^j}} \right) \psi \left(\frac{t - k \cdot 2^j}{2^j} \right) \quad (6.12)$$

Com isso, a Equação (6.13) expressa a Transformada de Wavelet Discreta (DWT):

$$\text{DWT}(j, k) = \left(\frac{1}{\sqrt{2^j}} \right) \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \cdot \psi \left(\frac{t - k \cdot 2^j}{2^j} \right) dt \quad (6.13)$$

6.5 Análise Multiresolução

A DWT utiliza o método de análise multiresolução (MRA) desenvolvido por Mallat, 1998. Em suma, o sinal original é dividido, em cada nível, em aproximações (“A”) e em detalhamentos (“D”). As aproximações possuem alto fator de escala e componentes de baixa frequência. Já os detalhamentos apresentam baixo fator de escala e componentes de alta frequência. O sinal original passa por dois filtros de frequências, um passa-altas e um passa-baixas. O processo de filtragem é representado pela Figura 6.6, adaptada de Misiti et al., 2014.

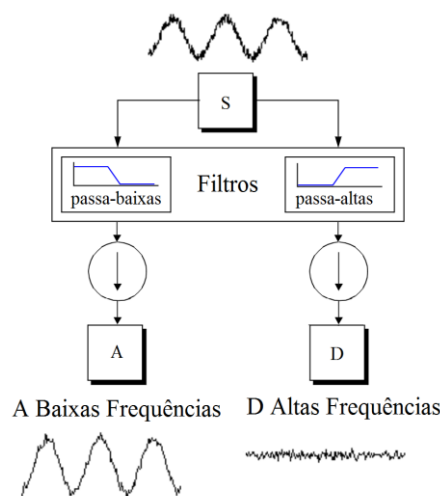


Figura 6.6 – Processo de filtragem do sinal da DWT.

Como nessa operação dobra-se o número de amostras, uma operação complementar é aplicada para reduzir o tamanho amostral à metade (*downsampling*).

O processo de decomposição do sinal pode ser realizado em sucessivos níveis, dividindo-se o sinal em diversas frequências. A Figura 6.7 representa uma árvore de decomposição para MRA adaptada de Misiti et al., 2014.

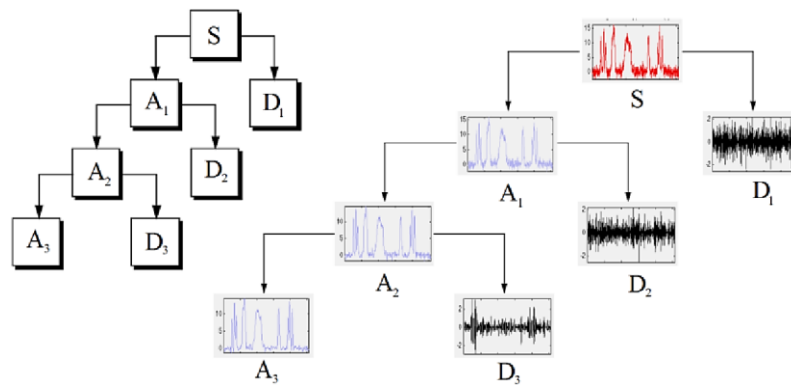


Figura 6.7 – Árvore de decomposição da Wavelet.

A Figura 6.8a mostra uma análise multiresolução (MRA) de um sinal capturado da força de corte em um processo de usinagem a uma frequência de amostragem de 6000 pontos por segundo (6 kS/s ou 6 kHz). No exemplo, a MRA foi realizada em 5 níveis. As bandas de frequências correspondentes à análise em cada nível são mostradas na Figura 6.8b. No caso, as faixas de frequência alcançadas por cada aproximação e detalhamento são mostradas. Por ser um processo iterativo, a divisão em mais níveis pode seguir indefinidamente. Na prática, a quantidade de níveis é definida de acordo com a natureza do sinal analisado e do propósito da análise [adaptado de Kunpeng et al., 2009].

6.6 Famílias de Funções Wavelet

O estudo da função base da Wavelet teve influência significativa na difusão da teoria nos últimos anos. Cada função se adapta melhor a determinados tipos de sinais e tem suas próprias características. Normalmente, cada tipo de função Wavelet tem a abreviação do pesquisador que a desenvolveu ou alguma outra referência a sua característica [Cabrera, 2015].

Como anteriormente citado, a Wavelet *Haar* é a família mais simples, com melhor resolução no tempo. A função é descontínua e é representada por uma onda quadrática e é utilizada para compressão de sinais e eliminação de ruídos. Com essa função, sinais suaves não são bem reconstruídos [Cabrera, 2015].

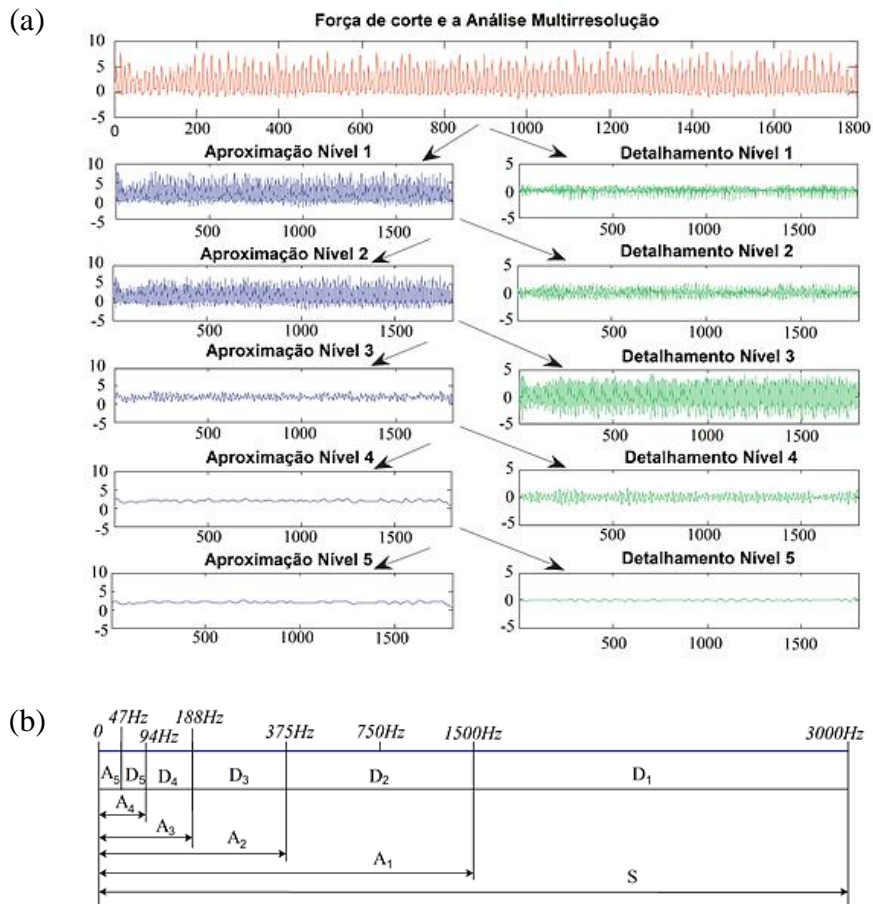
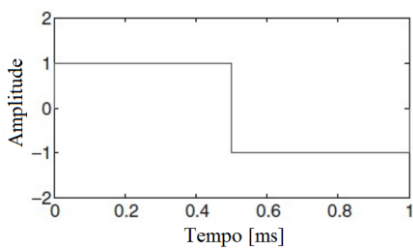


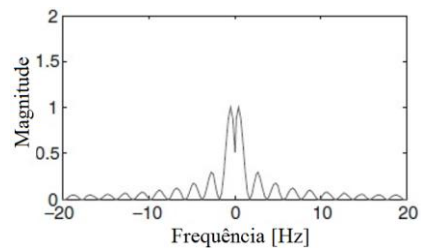
Figura 6.8 – DWT de um sinal: (a) análise multirresolução; (b) frequências das bandas de separações dos cinco níveis.

A Wavelet *Haar* é matematicamente definida pela Equação (6.14) e graficamente representada pela Figura 6.9a e seu espectro pela Figura 6.9b [Gao e Yan, 2011].

$$\psi_{\text{Haar}}(t) = \begin{cases} 1 & \text{se } 0 < t < 1/2 \\ -1 & \text{se } 1/2 \leq t < 1 \\ 0 & \text{se caso contrário} \end{cases} \quad (6.14)$$



(a)



(b)

Figura 6.9 – Função *Haar*: (a) tempo; (b) frequência.

O perfil simétrico e ortogonal da função *Haar* garante que o sinal filtrado não possua distorção de fase. Porém, possui um espectro com características lentas, significando baixa resolução na frequência [Gao e Yan, 2011].

A família de funções *Daubechies* (db) também é ortogonal, entretanto, assimétricas, o que introduz uma grande distorção de fase, não sendo adequadas para sinais em que informações de fase precisam ser mantidas [Gao e Yan, 2011]. A Figura 6.10 mostra as funções “db2” e “db4” e seus respectivos espectros de frequência [Gao e Yan, 2011].

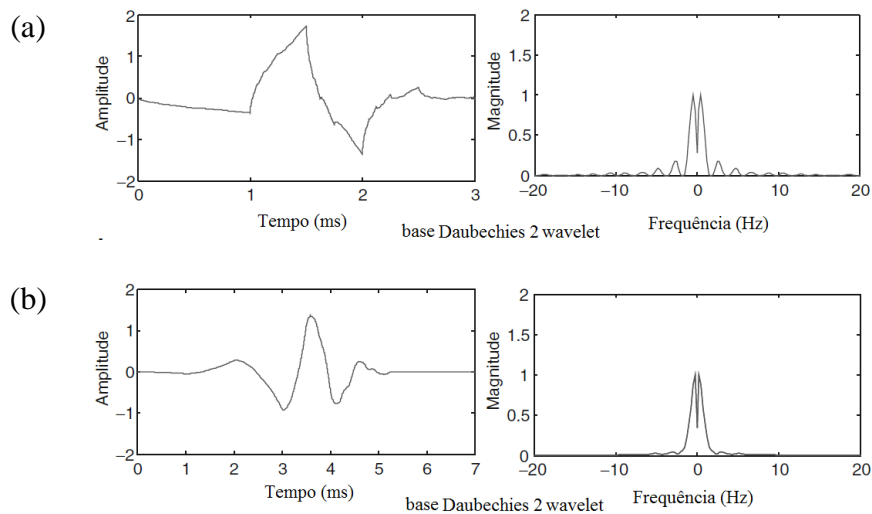


Figura 6.10 – Funções *Daubechies*: (a) “db2”; (b) “db4”.

Outras famílias utilizadas são as Coiflet (ortogonais e quase simétricas), as Symlet (ortogonais e quase simétricas), Biorthogonal (muito utilizada para reconstrução de sinais e imagens), Morlet, Chapéu Mexicano e Meyer [Gao e Yan, 2011].

6.7 Trabalhos Relacionados

A ferramenta matemática WT tem sido muito utilizada em usinagem devido às suas vantagens abordadas (análise de sinais não determinísticos típicos da usinagem).

Kunpeng et al., 2009, fizeram um levantamento de trabalhos referentes ao monitoramento do estado da ferramenta de corte (TCM) até o ano de sua publicação. A WT tem importância no TCM e é utilizada para determinar características do processo de usinagem por meio de métodos de medição diretos (capturando parâmetros geométricos de desgastes da ferramenta de corte) e indiretos (correlacionando variáveis de saída como força de usinagem, vibração, emissão acústica e corrente de acionamento do motor do eixo-árvore).

Klocke et al., 2000, utilizaram a DWT para monitorar o estado da fresa de ponta esférica em fresamento de acabamento e concluíram que a ferramenta matemática é sensível à aplicação e pode contribuir para o monitoramento *on-line* do desgaste da fresa.

Choi et al., 2004, realizaram o monitoramento do estado da ferramenta de corte no fresamento em rampa através da análise do sinal da força resultante via DWT. Os pesquisadores utilizaram o valor RMS dos coeficientes de aproximação do sinal do esforço resultante para modelar e estimar o desgaste da ferramenta. Segundo os autores, a importância do detalhamento do sinal é capturar quaisquer descontinuidades nas frequências que podem ocorrer no domínio do tempo, como lascamentos da fresa, enquanto que as aproximações mostram a evolução do desgaste com o sinal de força.

Camacho et al., 2010, apresentaram um sistema de detecção de quebra da ferramenta de corte em fresamento a altas velocidades através de um método efetivo, rápido e barato empregando DWT e métodos estatísticos. Os autores avaliaram o sinal da corrente de alimentação do motor de acionamento do eixo-árvore comparando uma ferramenta quebrada com uma ferramenta em condições de corte normais. Segundo os mesmos, a DWT comprime os sinais de corrente do motor (I_{RMS}), reduzindo a quantidade de dados, sem perder informações de sinal, o que permitiu trabalhar com menos dados, aplicando técnicas estatísticas. Utilizando o nível de detalhamento D_8 da transformada, concluíram que havia informações suficientes para comparar com outros sinais e avaliar se havia mudanças significativas, apontando uma situação anormal na usinagem.

Outra linha de abordagem para utilização da ferramenta WT é na detecção de vibração *chatter* em processos de usinagem. Diferentes autores têm publicado a respeito nos últimos anos. Kuljanic et al., 2007, propuseram um sistema de detecção de vibração *chatter* ideal para ambientes industriais, utilizando diferentes tipos de sensores (dinamômetro, acelerômetro, emissão acústica e de corrente elétrica) e buscando o mais adequado e com melhor sensibilidade à instabilidade gerada. Foi utilizada a WT em seis níveis através da família db8 para auxiliar na análise do detalhamento dos sinais captados. Segundo os autores, a combinação de múltiplos sensores é fortemente recomendada, uma vez que é possível obter altos níveis de precisão contra falhas. Por exemplo, um sistema composto por um sensor de força axial e dois acelerômetros no plano de usinagem é uma solução promissora para identificação de vibrações.

Tangjitsitcharoen et al., 2015, criaram uma metodologia para a detecção de vibração *chatter* em fresamento de acabamento com fresas de ponta esférica utilizando a função

Wavelet *Daubechies* em quatro níveis de detalhamento (db4). O método utiliza a FFT para determinar as frequências em cada subnível. Segundo os autores, a frequência de *chatter* pode ser detectada do nível 2 ao nível 4 de detalhamento, o que seria difícil de detectar a partir do sinal original.

Cabrera, 2015 propôs uma metodologia utilizando a DWT para identificar a presença de vibração *chatter* no fresamento tangencial em rampa da liga de alumínio aeronáutico SAE 7475-T7. O autor realizou o detalhamento do sinal da força de usinagem e comparou os picos de instabilidade retirados do nível de detalhamento D_1 através de um filtro de valor crítico (*threshold*) com a rugosidade média (R_a) da superfície usinada. O autor observou que maiores amplitudes de rugosidade foram apresentadas nas mesmas zonas que os picos de força do primeiro nível da DWT ocorreram com maior frequência.

7 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

7.1 Equipamentos e Materiais

São descritos a seguir os materiais e sistemas de aquisição utilizados no experimento para análise do sinal da força de usinagem do fresamento frontal.

7.1.1 Caracterização do corpo de prova

Como material, utilizou-se chapas de 5 mm de espessura de aço inoxidável austenítico AISI 316. Os corpos de prova foram seccionados em parte iguais com 100 x 90 mm (Fig. 7.1a), a fim de facilitar a montagem no dinamômetro piezelétrico posicionado e fixado sobre a mesa da máquina-ferramenta, evitando vibrações por balanço da peça. Para melhor aproveitamento dos corpos de prova, foram realizados seis passes por chapa, como mostrado na Figura 7.1b. Para a fixação da chapa no dinamômetro, nos corpos de prova foram feitos quatro furos, onde foram montados parafusos de rosca M6.

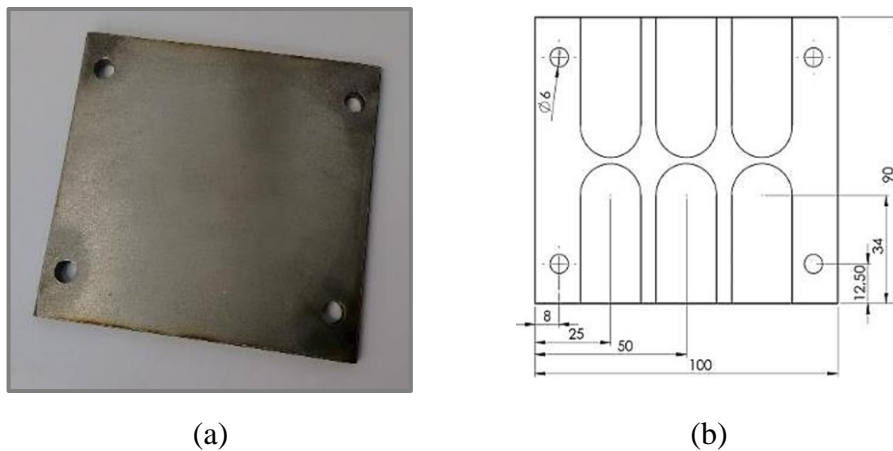


Figura 7.1 – Corpo de prova: (a) imagem da peça antes da usinagem; (b) desenho da peça com as dimensões após a usinagem.

Para verificação da composição química do material realizou-se um ensaio no equipamento Spectrolab modelo LVFA18B disponível no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF/UFRGS), que utiliza sistema de leitura óptica para análise de metais. Foram indicados os elementos encontrados e a porcentagem da amostra, mostrado na Tabela 7.1. A partir da caracterização pela composição química do aço, confirmou-se como material o aço inoxidável AISI 316.

Tabela 7.1 – Composição Química aço AISI 316 utilizado nos experimentos (% massa).

	%Fe	%Cr	%Ni	%Mo	%Si	%Mn	%C	%Co	%Cu	OUTROS
	68,8	16,2	10,7	2,1	0,50	1,3	0,03	0,19	0,10	0,15
Valores Padrão [ASM, 1995].		16~18	10~14	2,0~2,5	1,0 máx	2,0 máx	0,08 máx			

A dureza superficial do material foi medida em uma máquina de ensaio Duravision Encotest, com um indentador esférico de 2,5 mm de diâmetro e carga de ensaio de 1,84 kN, também disponível no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF/UFRGS). O resultado da medição da dureza mostrou $(199,4 \pm 2,0)$ HB para 95% de confiança.

7.1.2 Caracterização da máquina-ferramenta

O experimento foi realizado em um centro de usinagem ROMI modelo Discovery 308, localizado no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS/UFRGS), Figura 7.2.



Figura 7.2 – Centro de usinagem Romi Discovery 308.

Este centro de usinagem possui comando numérico computadorizado (CNC) Mach 3, motor do eixo-árvore com potência máxima de 7,5 cv (5,5 kW) e rotação máxima disponível de 4000 rpm. A mesa de trabalho possui dimensões de 840 x 360 mm e o espaço (volume) de trabalho é delimitado por 450, 310 e 410 mm nas direções x, y e z respectivamente. A máquina possui magazine para troca de ferramentas com capacidade para até oito unidades. O cone utilizado no experimento para a conexão da fresa é modelo BT-30 (DIN 6499). A vazão máxima permissível de fluido na máquina para lubrificação é de até 1320 l/h.

7.1.3 Caracterização da ferramenta de corte

A ferramenta de corte utilizada no experimento é uma fresa de topo Walter Tools tipo Xtra-tec®, modelo F4042R.W20.02, com diâmetro nominal de 20 mm, suporte para dois insertos e massa de 0,2 kg. Como recomendações de uso pelo fabricante, a profundidade de corte axial permitida para a fresa é $a_p \leq 7$ mm e o avanço por dente é $f_z \geq 0,08$ mm/dente [Walter, 2012].

As pastilhas utilizadas foram da Walter Tools tipo Tiger-tec Silver® modelo ADMT10, classe WSM35 com três diferentes raios de ponta (r_ϵ): 0,4; 0,8; 1,2 mm. Possui cobertura de nitreto de titânio-alumínio + óxido de alumínio ($TiAlN + Al_2O_3$) aplicada por processo de deposição física de vapor (PVD). A velocidade de corte inicial recomendada pelo fabricante do inserto é $v_c \geq 100$ m/min para o fresamento frontal de materiais do Grupo ISO M (aços inoxidáveis) com dureza de até 200 HB [Walter, 2012].

A Figura 7.3, adaptada de Walter, 2012, ilustra as características geométricas da fresa e das pastilhas utilizadas nos experimentos.

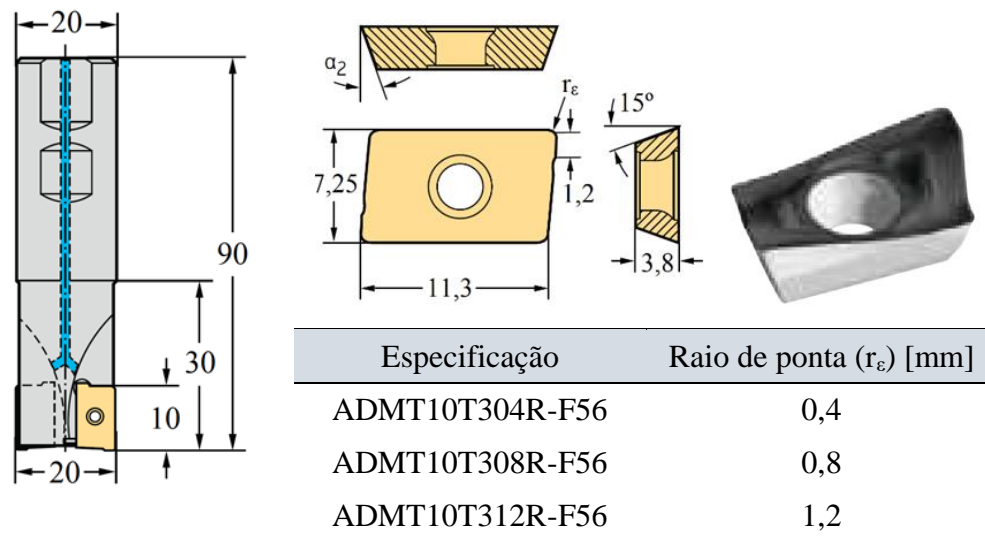


Figura 7.3 – Características geométricas da ferramenta de corte.

7.1.4 Sistema de aquisição de sinais

A Figura 7.4 representa a arquitetura do sistema de aquisição de sinais de força utilizado. Para a aquisição dos sinais, utilizou-se um dinamômetro piezelétrico KISTLER modelo 9129AA mostrado na Figura 7.5a. A Tabela 7.2 apresenta as características funcionais do dinamômetro nas três direções ortogonais.

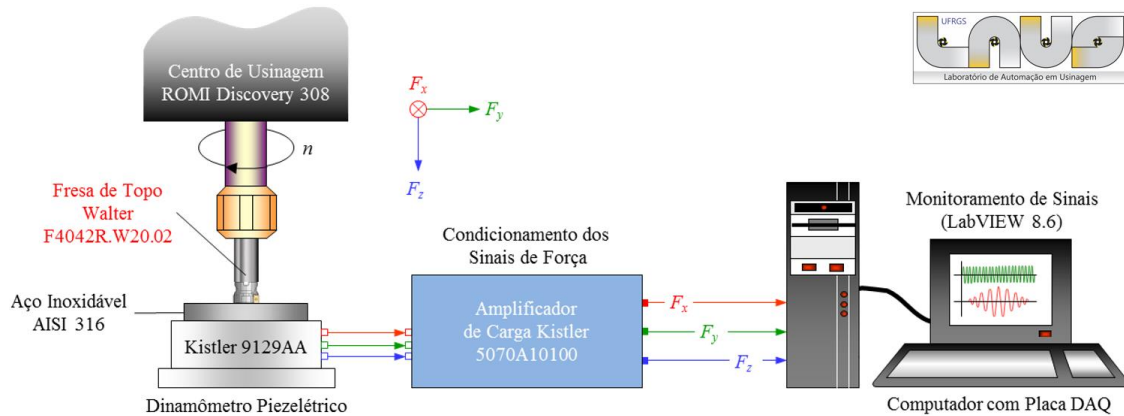


Figura 7.4 – Arquitetura do sistema de aquisição de sinais de força.

Tabela 7.2 – Características funcionais do dinamômetro KISTLER 9129AA [Kistler, 2009].

Características	Eixo x	Eixo y	Eixo z
Capacidade de carga	± 10 kN	± 10 kN	± 10 kN
Sensibilidade	-8,008 pC/N	-4,112 pC/N	-8,063 pC/N
Rigidez	1 kN/ μ m	4 kN/ μ m	1 kN/ μ m
Frequência natural	3,5 kHz	4,5 kHz	3,5 kHz

O dinamômetro KISTLER 9129AA possui cristais de quartzo dispostos simetricamente de modo a permitir a aquisição dos sinais nas três direções ortogonais (x, y, z) em qualquer ponto da área útil da plataforma. No caso, o dinamômetro converte a força aplicada (N) em carga elétrica (pC) de acordo com a sensibilidade em cada eixo. Este sinal é enviado via cabo a um amplificador de carga KISTLER modelo 5070A10100 (Figura 7.5b) que filtra, amplifica e condiciona o sinal analógico, transformando a carga elétrica (pC) em tensão elétrica (V) proporcional à força aplicada (F). Para a aplicação, deve-se definir o valor de fundo de escala do amplificador, ou seja, definir qual o valor máximo de “F” que corresponde à tensão de saída máxima (± 10 V).



(a)



(b)

Figura 7.5 – Sistema de aquisição de força: (a) plataforma piezoeletrica KISTLER 9129AA; (b) amplificador de carga KISTLER 5070A10100.

O sinal analógico que sai do amplificador é captado por uma placa de aquisição de dados PCIM-DAS 1602/16 da Measurement Computing, instalada em um microcomputador dedicado, a qual permite a captura de até 100 mil pontos por segundo (100 kS/s) em até oito entradas analógicas diferenciais com 16 bits de resolução. Assim, os sinais digitais de “ F_x ”, “ F_y ” e “ F_z ” são processados através do software LabVIEW™ 8.6. Foi usada uma VI (*Virtual Instrument*) desenvolvida no LAUS para a coleta de dados e visualização dos sinais (domínio do tempo) durante o processo. A análise e o pós-processamento dos dados de força foram feitos utilizando o software Microsoft™ Excel.

7.1.5 Medição da rugosidade e análise do perfil

Para a medição da rugosidade resultante de cada passe utilizou-se um rugosímetro digital portátil Mitutoyo modelo Surftest SJ-201P. Para avaliar a qualidade visual da superfície usinada utilizou-se o microscópio digital USB Dino-Lite Pro modelo AM 413ZT. A Figura 7.6 ilustra as imagens do rugosímetro e do microscópio utilizados.



Figura 7.6 – Sistemas de medição: (a) aquisição de dados de rugosidade; (b) aquisição de imagens do perfil de rugosidade.

A resolução do rugosímetro SJ-201P é de $0,01 \mu\text{m}$ e a agulha do apalpador possui raio de ponta de $5 \mu\text{m}$, com força de medição de 4 mN . O curso máximo para medição é de $12,5 \text{ mm}$ e a velocidade de medição é de $0,25$ a $0,50 \text{ mm/s}$ [Mitutoyo, 2004]. Os dados do perfil de rugosidade para um dado comprimento de medição (l_m) foram captados pelo rugosímetro com auxílio de um cabo via conexão RS-232 ao computador com software

dedicado (SJ Tools) de modo a analisar graficamente as características dos picos e vales gerados nas superfícies usinadas (passes) das peças.

O microscópio AM 413ZT possui resolução de 1024 x 768 e ampliação de até 200x. O processamento das imagens foi feita com auxílio do software dedicado Dino-Capture 2.0.

7.2 Metodologia

Como variáveis de entrada do fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316 utilizou-se a rotação da ferramenta de corte (n), a profundidade de corte axial (a_p), o raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) e o comprimento da haste da fresa (L_H). No experimento, manteve-se o avanço por dente constante ($f_z = 0,08$ mm/dente) e os cortes foram realizados a seco.

Foram utilizados três níveis para cada uma das variáveis “ n ”, “ a_p ”, “ r_ϵ ” e “ L_H ”, obtendo um projeto de experimentos com $3^4 = 81$ condições diferentes de corte (uma para cada passe).

Para uma comparação entre os diferentes raios de ponta da ferramenta (r_ϵ), os mesmos foram associados com a profundidade de corte axial (a_p) através da razão “ a_p/r_ϵ ”. Desta forma, tal relação manteve-se em três níveis: o primeiro “ a_p ” com 50% do valor de “ r_ϵ ” ($a_p/r_\epsilon = 0,5$), o segundo “ a_p ” com o mesmo valor de “ r_ϵ ” ($a_p/r_\epsilon = 1$) e o terceiro com 150% de “ r_ϵ ” ($a_p/r_\epsilon = 1,5$). A Figura 7.7 mostra os insertos com raios de ponta utilizados.



Figura 7.7 – Pastilhas utilizadas mostrando os raios de ponta.

Para os níveis de rotação (n), utilizaram-se em função da potência permitida da máquina-ferramenta, gerando três condições de análise: 1200, 2400 e 3600 rpm (velocidades de corte de 75, 150 e 225 m/min, respectivamente). Assim, as condições foram variadas conforme a Tabela 7.3, triplicando para os três valores de “ L_H ” (30, 45 e 60 mm), Figura 7.8, totalizando os 81 passes. Por limitações de material, não houve repetição.

Para a seleção da taxa de aquisição dos pontos para o sinal da força, considerou-se uma correlação com a rotação da fresa. Esse planejamento leva em consideração a capacidade do sistema de aquisição de forças utilizado (até 33,3 kS/s por canal) e a possível ocorrência de *aliasing*. Portanto, definiu-se 180 pontos por rotação da fresa.

Tabela 7.3 – Condições de trabalho utilizadas nos experimentos.

Condição	n [rpm]	Taxa de Aquisição [kS/s]	Tempo de corte [s]	Número de Pontos coletados	r_e			a_p			$\frac{a_p}{r_e}$		
					[mm]	[mm]	$\frac{a_p}{r_e}$	[mm]	[mm]	$\frac{a_p}{r_e}$	[mm]	[mm]	$\frac{a_p}{r_e}$
1	1200	3,6	15	54000	0,4	0,2	0,5	0,8	0,4	0,5	1,2	0,6	0,5
2	2400	7,2	7,5										
3	3600	10,8	5										
4	1200	3,6	15		0,4	0,4	1,0	0,8	0,8	1,0	1,2	1,2	1,0
5	2400	7,2	7,5										
6	3600	10,8	5										
7	1200	3,6	15		0,6	1,5		1,2	1,5		1,8	1,5	
8	2400	7,2	7,5										
9	3600	10,8	5										

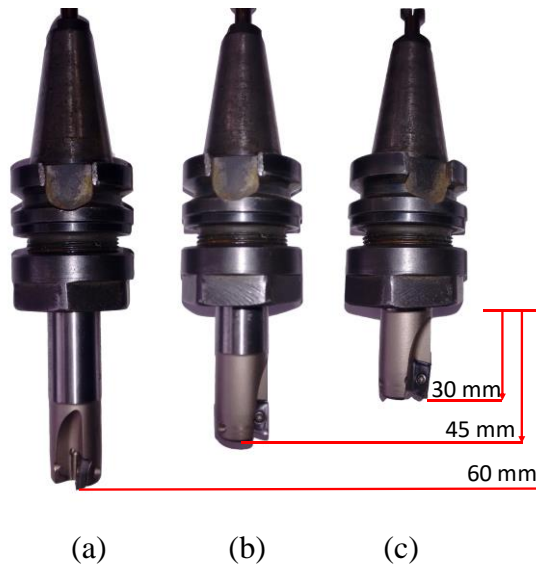


Figura 7.8 – Variações do comprimento da haste da fresa: (a) 30 mm; (b) 45 mm; (c) 60 mm.

As taxas de aquisição selecionadas foram 3,6 kS/s, 7,2 kS/s e 10,8 kS/s para as rotações (n) de 1200, 2400 e 3600 rpm respectivamente. A duração de cada passe (ou tempo de corte t_c [s]), representada pela Equação (7.1), definiu o tempo mínimo de amostragem. A aquisição do sinal iniciou-se fora do passe; desta forma, adicionou-se mais 4 s ao tempo de aquisição.

$$t_c = \frac{L}{v_f} = \frac{60 \cdot L}{f_z \cdot z \cdot n} = \frac{60 \cdot 48}{0,08 \cdot 2 \cdot n} \quad \therefore \quad t_c [s] = \frac{18000}{n} \quad (7.1)$$

Assim, o tamanho mínimo da amostra por passe foi de 54 kS (ou 54000 pontos), conforme Tabela 7.3. A Figura 7.9 ilustra a montagem do sistema experimental com a peça fixa sobre o dinamômetro piezelétrico e os respectivos eixos ortogonais.

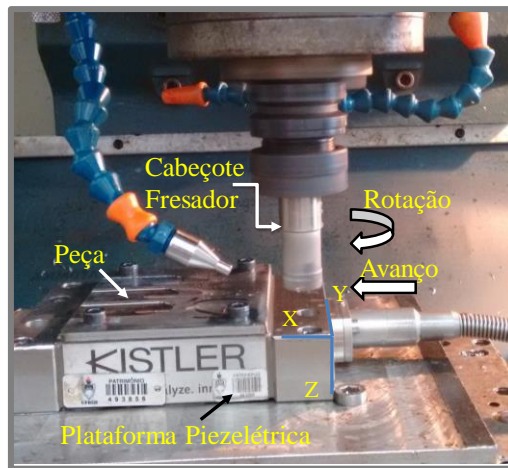


Figura 7.9 – Montagem do sistema experimental.

7.2.1 Variáveis de entrada e saída

Para resumir a análise abordada no trabalho, uma representação esquemática das variáveis independentes de entrada, em três níveis cada, que influenciam as variáveis dependentes de saída, é mostrada na Figura 7.10. O sinal da força resultante que recebe tratamento via transformada de Wavelet discreta (DWT) foi dividida em aproximação 4 (A_4) e detalhamento 1 (D_1) para caracterizar, respectivamente, as baixas e altas frequências de vibração do processo de fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316. A textura da superfície usinada foi analisada através dos parâmetros de rugosidade “ R_a ” (média aritmética) e “ R_z ” (média parcial), e por meio da caracterização do perfil gerado.

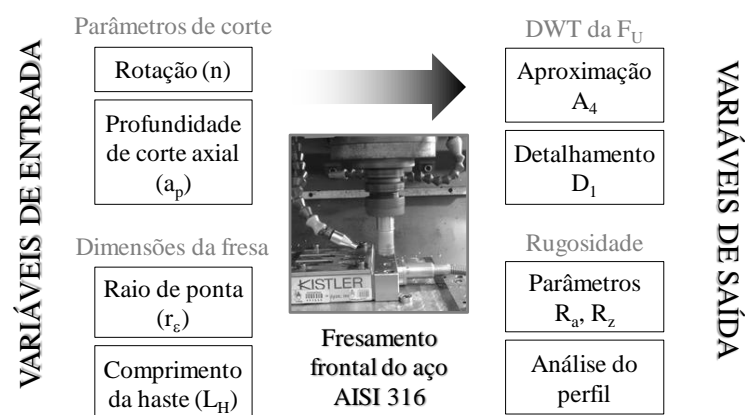


Figura 7.10 – Variáveis de entrada e saída avaliadas neste trabalho.

7.2.2 Tratamento dos sinais de força

Para a análise dos sinais de força, calculou-se a força resultante (ou força de usinagem F_U) das três componentes ortogonais (F_x , F_y e F_z) de modo a se ter somente uma variável de saída de força, representada pela Equação (7.2):

$$F_U = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (7.2)$$

Para cada passe (condição de corte), foram adquiridas três componentes da força de usinagem nas direções “x”, “y” e “z”. Como ilustração desta etapa do processo, a Figura 7.11 apresenta uma amostra de 360 pontos (correspondente a duas voltas da fresa) adquiridos para a Condição 1 com $r_\epsilon = 0,4$ mm, $a_p = 0,2$ mm e $n = 1200$ rpm. Na Figura 7.11a é mostrada a variação das forças nas direções “x”, “y” e “z” e na Figura 7.11b a variação da força resultante (F_U) calculada.

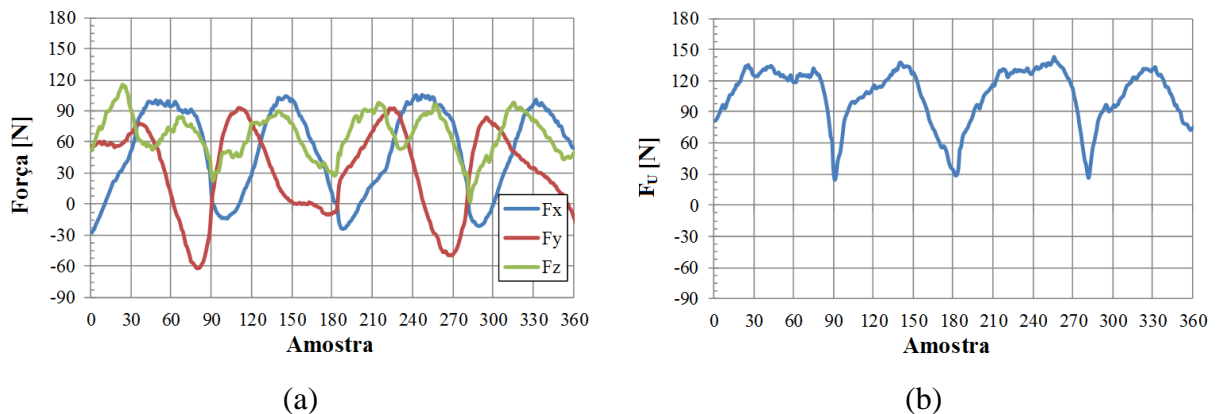


Figura 7.11 – Amostra de 360 pontos para a Condição 1 com $r_\epsilon = 0,4$ mm, $a_p = 0,2$ mm e $n = 1200$ rpm: (a) sinais nas três direções ortogonais; (b) sinal da força resultante.

Observando a Figura 7.11b, é visível a variação da força de usinagem (F_U) durante a ação de corte da fresa, uma vez que esta possui duas arestas; assim, têm-se quatro oscilações no intervalo de duas voltas. No sinal apresentado, cada pico de força representa o instante em que a espessura do cavaco é máxima durante o corte; já os vales representam o momento em que a espessura do cavaco é mínima.

7.2.3 Aplicação da transformada de Wavelet discreta

Para a análise, foi utilizada uma amostra de 20000 pontos para cada passe. A Figura 7.12 apresenta a força resultante da Condição 1 exemplificada na seção anterior ($r_\epsilon = 0,4$ mm,

$a_p = 0,2$ mm e $n = 1200$ rpm). Buscou-se selecionar um intervalo onde não houvesse influência da entrada e/ou da saída da fresa da peça para evitar efeitos que não fossem apenas inerentes ao corte, ou seja, analisar apenas fenômenos ocorridos durante o corte e a formação do cavaco.

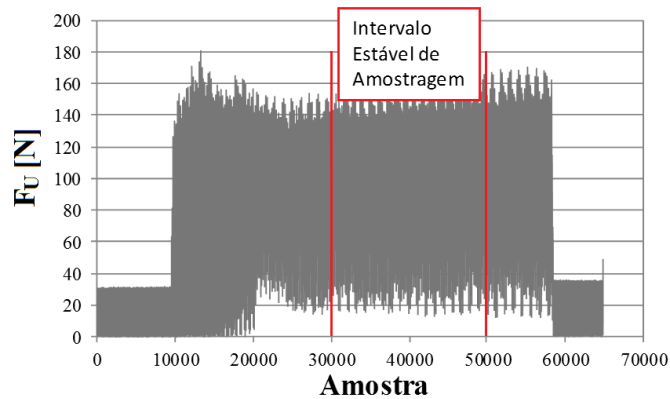


Figura 7.12 – Seleção do intervalo estável de amostragem.

Para o experimento, tentou-se encontrar uma família de função Wavelet que melhor se adaptasse ao sinal. Em processamento de sinais, não há um consenso de qual função representa a melhor função Wavelet, com o melhor nível de análise. O usual é identificar qual família e nível pode melhor representar o sinal analisado enquadrando-se em suas características.

No trabalho, analisaram-se as dez primeiras funções da família *Daubechies* (db1 a db10). A função da família *Haar* é equivalente à função “db1”. Como critério de escolha, selecionou-se inicialmente 6 níveis para cada função da família. Para essa etapa, analisou-se o sinal da força resultante. Desse modo, verificaram-se os sinais de aproximação para os seis níveis e comparou-se com o sinal original da força em uma amostra de 500 pontos. Como uma volta da ferramenta em torno do seu eixo equivale a 180 pontos, o intervalo representado equivale a 2,8 revoluções da fresa. A solução em que as melhores aproximações combinarem com o sinal original é então selecionada. O critério de seleção da família busca alguma que aproxime melhor a aproximação do último nível analisado com a força resultante (sinal).

A Figura 7.13 mostra uma amostra de 500 pontos do sinal da força resultante (F_U) e as aproximações para a família “db6”. Na Figura 7.13a estão as quatro primeiras aproximações e na Figura 7.13b as aproximações “A₅” e “A₆”. Nota-se que as quatro primeiras aproximações mantiveram boa coincidência com o sinal da “F_U”, ao contrário das aproximações “A₅” e “A₆” que se destoaram. Dessa forma, adotou-se a DWT até o quarto nível de aproximação (A₄).

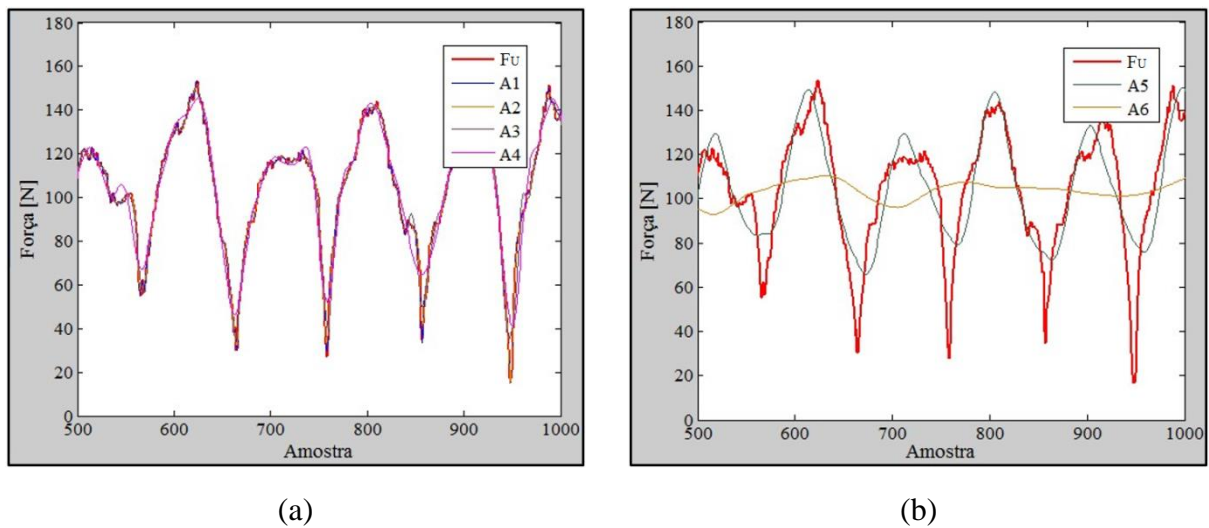
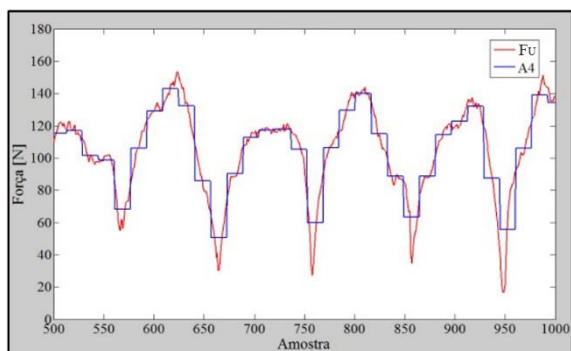


Figura 7.13 – Força resultante original (F_U) e aproximações: (a) A_1 , A_2 , A_3 , A_4 ; (b) A_5 , A_6 .

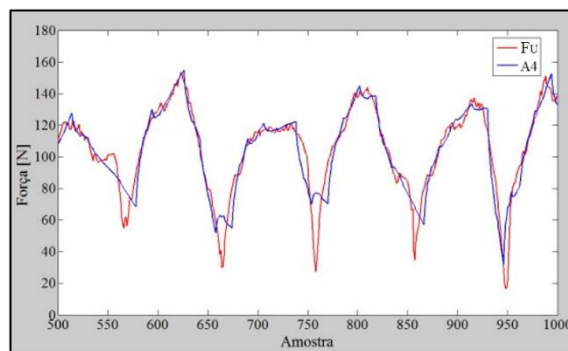
Para a escolha da função *Daubechies* que melhor se adapta ao sinal foi utilizada a comparação entre a “ F_U ” e a aproximação “ A_4 ”. A Figura 7.14 ilustra as seis primeiras funções *Daubechies*. A partir de “db7” até “db10”, não houve diferenças significativas em relação à “db6”. Assim, a família escolhida foi a “db6”. O comportamento de “ A_4 ” concorda bem com o sinal da força resultante (F_U) e apresenta curvas mais suavizadas.

Uma vez que a família e o nível da DWT são selecionados, utiliza-se a Toolbox do software MATLAB[®] disponibilizado para aplicar a ferramenta matemática. O sinal da aproximação “ A_4 ” apresenta as baixas frequências e as maiores amplitudes do sinal, enquanto que o primeiro nível de detalhamento “ D_1 ” exibe frequências maiores e amplitudes muito menores que “ A_4 ”.

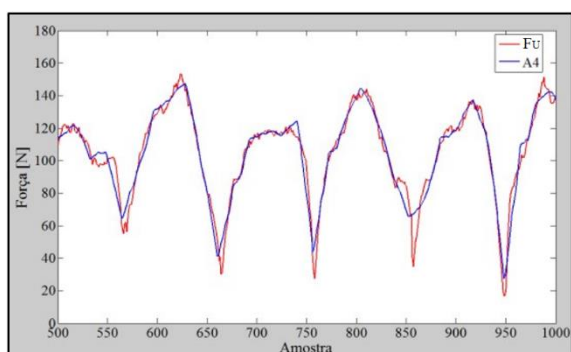
O processo de multiresolução da DWT divide o sinal em frequências distintas. As altas frequências e as baixas frequências, “ D_1 ” e “ A_4 ”, foram selecionadas conforme o número de pontos apresentados por ciclo. Como com a alteração da rotação, ocorreu uma alteração proporcional da taxa de aquisição no domínio da frequência, as faixas de frequências comparadas entre si são de faixas diferentes para as diferentes rotações. Porém quando considerado o número de pontos por volta, elas se mantêm constantes, considerando a taxa de aquisição como 180 pontos/volta. Conforme ilustrado previamente pela Figura 6.8b, a Tabela 7.4 demonstra as faixas de frequências utilizadas no experimento.



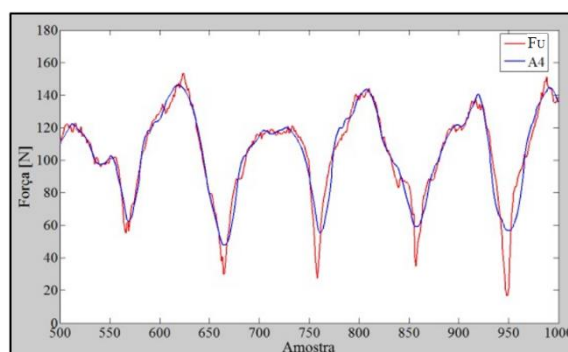
(a) Haar = db1



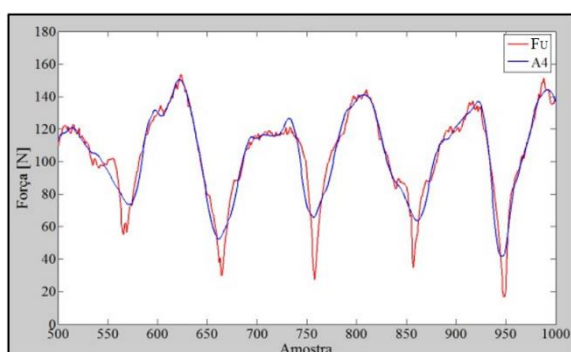
(b) db2



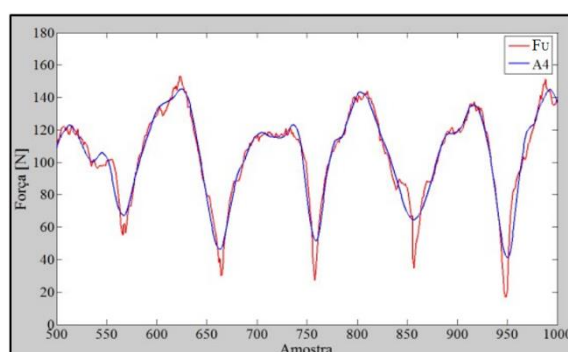
(c) db3



(d) db4



(e) db5



(f) db6

Figura 7.14 – Seleção da família de Wavelet: comparação de F_U com A_4 .

Tabela 7.4 – Definição das faixas de frequência.

(n) [rpm]	Faixa de frequência [Hz]		Faixa de frequência [S/volta]	
	A_4	D_1	A_4	D_1
1200	Até 225	900 a 1800		
2400	Até 450	1800 a 3600	Até 11,25	45 a 90
3600	Até 675	2700 a 5400		

A Figura 7.15 apresenta o resultado da DWT para a Condição 1, analisada na seção anterior ($r_\varepsilon = 0,4$ mm, $a_p = 0,2$ mm e $n = 1200$ rpm). É possível verificar que o sinal da força resultante (F_U) apresenta diversas oscilações, tanto em baixas como em altas frequências. A partir deste processo é possível selecionar apenas a faixa de frequência desejada.

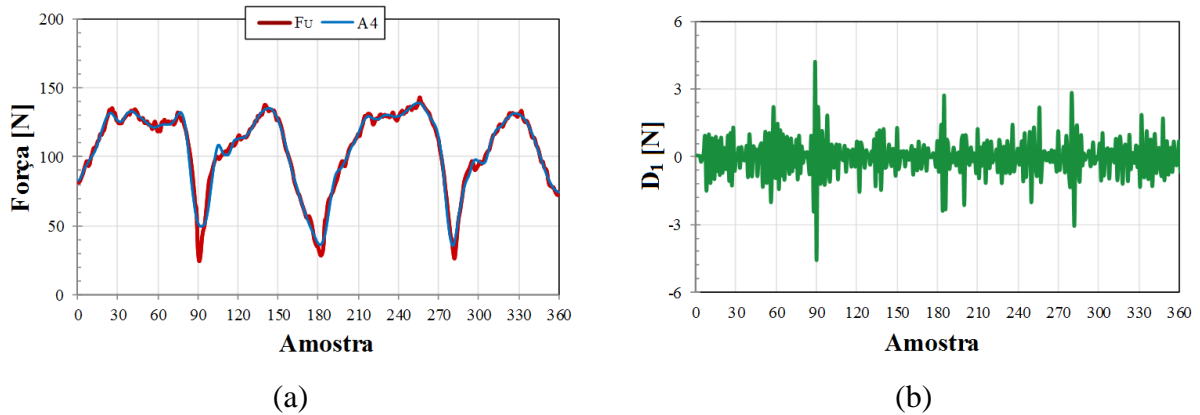


Figura 7.15 – Sinal de força: (a) original “ F_U ” e aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”.

7.2.4 Análise da vibração

Buscou-se uma medida de tendência central para caracterizar os parâmetros de vibração utilizados no trabalho, tanto para o quarto nível de aproximação (A_4) como para o primeiro nível de detalhamento (D_1). Muito utilizada em processamento de sinais, a média quadrática ou o valor quadrático médio (RMS) foi selecionada. Desse modo, calculou-se o valor RMS a partir da Equação (7.3) para o parâmetro “ x ” em análise (D_1 ou A_4) no intervalo estável selecionado de $N = 20000$ pontos da amostra:

$$x_{\text{RMS}} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i^2} = \sqrt{\frac{x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_n^2}{N}} \quad (7.3)$$

Para a caracterização da vibração em baixa frequência e grandes amplitudes, utilizou-se o parâmetro “ $A_{4(\text{RMS})}$ ” que contém essa parcela do sinal da força resultante. Já para caracterizar a vibração em alta frequência e pequenas amplitudes, empregou-se o parâmetro “ $D_{1(\text{RMS})}$ ”.

Também se analisou a influência de cada raio de ponta (r_ε) na vibração buscando situações onde fossem combinadas todas as demais variáveis de entrada. Logo, foi possível a análise em três situações (vide Tabela 7.3 e Figura 7.16):

- 1) $a_p = 0,4$ mm \Rightarrow $r_\varepsilon = 0,4$ mm ($a_p/r_\varepsilon = 1$) e $r_\varepsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\varepsilon = 0,5$);
- 2) $a_p = 0,6$ mm \Rightarrow $r_\varepsilon = 0,4$ mm ($a_p/r_\varepsilon = 1,5$) e $r_\varepsilon = 1,2$ mm ($a_p/r_\varepsilon = 0,5$);

3) $a_p = 1,2 \text{ mm} \Rightarrow r_\varepsilon = 0,8 \text{ mm}$ ($a_p/r_\varepsilon = 1,5$) e $r_\varepsilon = 1,2 \text{ mm}$ ($a_p/r_\varepsilon = 1$).

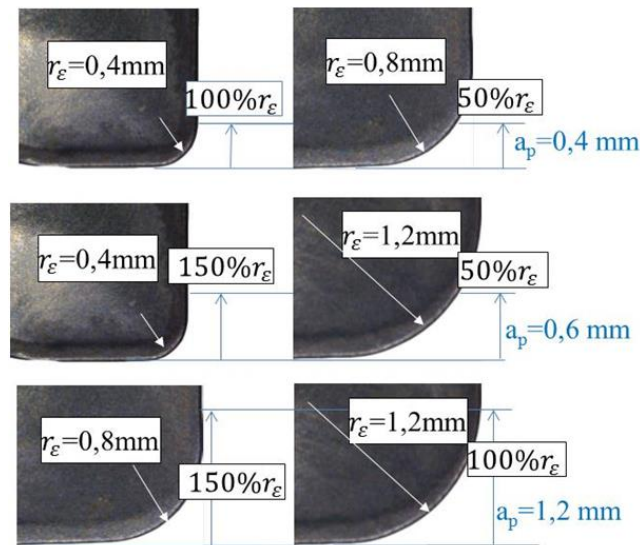


Figura 7.16 – Raios de ponta das ferramentas e a relação com a profundidade de corte axial.

7.2.5 Análise de rugosidade

Como parâmetros de rugosidade, foram consideradas a rugosidade média (R_a) e a rugosidade média parcial (R_z).

Nas avaliações quantitativas de “ R_a ” e “ R_z ”, desconsiderou-se o início e o fim do comprimento de cada passe, uma vez que nestes trechos a fresa não está com as duas arestas atuando efetivamente no corte, o que gera perturbações que podem comprometer o resultado da medição de rugosidade na superfície usinada.

Para a medição de “ R_a ” e “ R_z ”, a seleção do comprimento de amostragem (l_e) levou em conta o critério definido pela norma ABNT NBR 4288, 2008, que seleciona o “ l_e ” de acordo com a faixa de valores obtidos para “ R_a ”. A Tabela 7.5 mostra tal critério. No caso, adotou-se $l_e = 0,8 \text{ mm}$ ($l_m = 5 \cdot l_e = 4 \text{ mm}$), pois a faixa $0,1 \leq R_a \leq 2 \mu\text{m}$ abrange todos os valores medidos.

A fim de se efetuar uma análise mais global da rugosidade e reduzir o número de variáveis de entrada em cada condição de corte, os fatores profundidade de corte axial (a_p) e raio de ponta da ferramenta (r_ε) foram relacionados através de “ a_p/r_ε ”. Isto foi possível, uma vez que a dispersão dos resultados entre as condições não é tão alta como no caso da força de usinagem (ou força resultante). Desta forma, essa relação se manteve em três níveis: 0,5; 1,0 e 1,5. Com isso, as condições de entrada no processo foram reduzidas de 81 para 27 combinações. Além disso, analisou-se também a influência de “ r_ε ” na rugosidade, da mesma

maneira como foi feito para a análise da vibração (buscando três situações onde fossem combinadas todas as demais variáveis de entrada).

Tabela 7.5 – Seleção do comprimento de amostragem e do comprimento de medição [ABNT NBR 4288, 2008].

Faixa de valores de R_a [μm]	Comprimento de amostragem l_e [mm]	Comprimento de medição l_m [mm]
0 ~ 0,02	0,08	0,40
0,02 ~ 0,10	0,25	1,25
0,1 ~ 2,0	0,8	4,0
2 ~ 10	2,5	12,5
10 ~ 80	8	40

O gráfico do perfil de rugosidade foi gerado com auxílio do software SJ Tools a partir dos dados coletados pelo rugosímetro SJ-201P de modo a analisar as características dos picos e vales de rugosidade. As imagens das superfícies usinadas registradas através do microscópio digital AM 413ZT serviram para uma análise qualitativa dos perfis gerados.

A curva de Abbott-Firestone e a função de distribuição de amplitude (ADM) foram empregadas na avaliação comparativa dos perfis de rugosidade gerados para diferentes comprimentos da haste (L_H) e também para diferentes rotações (n). O algoritmo para determinação da curva de Abbott-Firestone desenvolvido por Tavares, 2005, é apresentado em anexo.

8 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Aqui são apresentadas as análises da vibração e da rugosidade geradas no fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316 em função das variáveis de entrada (geometria da ferramenta e parâmetros de corte) e suas relações em condições instáveis e estáveis de corte.

8.1 Análise da Vibração

Em condições de corte estáveis, a intensidade RMS da aproximação (A_4) assemelha-se com a do sinal da força resultante (F_U). Aparentemente, são mais modificados, um em relação a outro, quando as altas frequências representadas pelo detalhamento (D_1) estão presentes em maiores intensidades. A Figura 8.1a faz a comparação entre os resultados RMS do sinal da força “ F_U ” e da aproximação “ A_4 ” e a Figura 8.1b mostra o detalhamento “ $D_{1(RMS)}$ ”. Para a condição instável, em amarelo, identificada durante o corte pelo excessivo ruído audível e qualidade superficial da superfície usinada característica, os níveis de “ D_1 ” crescem de valor, fazendo “ F_U ” crescer em relação a “ A_4 ”.

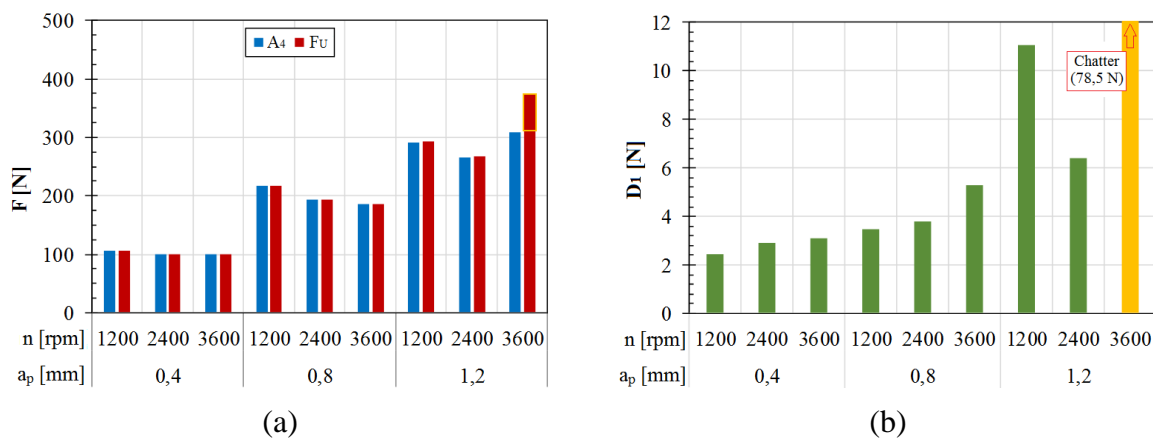


Figura 8.1 – Comparação entre “ F_U ”, “ A_4 ” e “ D_1 ” para a fresa com $r_e = 0,8$ mm e $L_H = 60$ mm.

8.1.1 Avaliação das vibrações para $r_e = 0,8$ mm

Neste item serão analisadas, para $r_e = 0,8$ mm, as influências das demais variáveis de entrada do fresamento do AISI 316 nas vibrações em baixas e altas frequências geradas.

a) Análise da vibração em baixa frequência (A_4)

A Figura 8.2a apresenta o gráfico das aproximações $A_{4(RMS)}$ (vibração em baixa frequência) dos sinais da força resultante (F_U), gerados pela fresa com $r_e = 0,8$ mm para os três

comprimentos de haste (L_H) avaliados. A partir dos resultados, é visível que o aumento da profundidade de corte axial (a_p) intensifica a vibração em baixas frequências. Isso se deve pela ampliação do comprimento de contato ferramenta-peça que resulta em um aumento diretamente proporcional da força de corte. Considerando uma amostra de 360 pontos (duas voltas da fresa) a Figura 8.2b mostra graficamente a comparação de “ $A_{4(RMS)}$ ” para diferentes valores de “ a_p ” (0,4 mm azul; 0,8 mm verde; 1,2 mm vermelho), considerando $n = 3600$ rpm e $L_H = 60$ mm. É perceptível uma relação diretamente proporcional entre “ $A_{4(RMS)}$ ” e “ a_p ”. Triplicando “ a_p ”, o valor RMS de “ A_4 ” aumentou de 101 N para 309 N, ou seja, praticamente houve um aumento proporcional da vibração em baixas frequências da força de usinagem com o aumento da profundidade de corte axial.

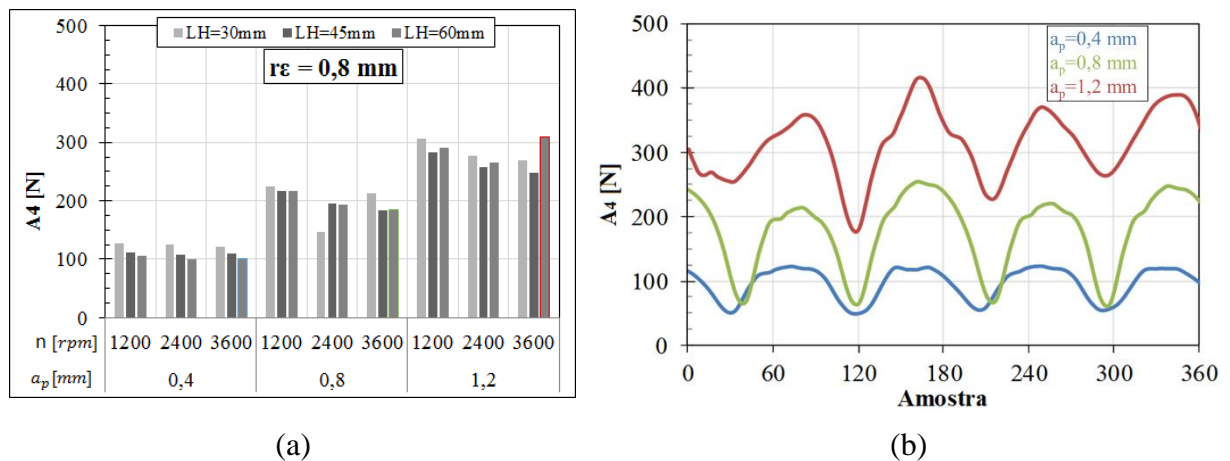


Figura 8.2 – Aproximações “ A_4 ” geradas com $r_e = 0,8$ mm: (a) valores RMS; (b) comparações pela variação de “ a_p ”.

A variação da rotação influencia “ $A_{4(RMS)}$ ” de maneiras diferentes para os três níveis de profundidade de corte. Para $a_p = 0,4$ mm, os valores de “ $A_{4(RMS)}$ ” se mantêm com a variação da rotação (n). Já para as outras profundidades de corte, há uma leve redução em “ $A_{4(RMS)}$ ” com o aumento da rotação, salvo pela condição de instabilidade (em vermelho).

Considerando $a_p = 0,8$ mm, a condição com $L_H = 30$ mm e $n = 2400$ rpm correspondeu a uma redução de “ $A_{4(RMS)}$ ”. Nesta situação, houve um aumento na vibração em altas frequências (será mostrado na Figura 8.3). Desse modo, constatou-se a possibilidade de que alguma relação indireta entre “ A_4 ” e “ D_1 ” possa existir. Outra observação é o comportamento diferenciado para a combinação dos maiores valores de profundidade de corte ($a_p = 1,2$ mm), rotação ($n = 3600$ rpm) e comprimento de haste ($L_H = 60$ mm). Neste caso, observou-se a presença de vibração *chatter*, identificada pelo excessivo ruído oriundo do centro de usinagem

ao usinar a peça e pela baixa qualidade visual da superfície usinada, se comparada com as demais. Como anteriormente mencionado, uma condição instável é resultado da combinação da profundidade de corte axial (a_p) com a velocidade de rotação do eixo-árvore (n) acima do limite no diagrama de lóbulos de estabilidade (Figura 3.3). Nesta condição de instabilidade, ambos os parâmetros (A_4 e D_1) se elevaram.

Para a variação do comprimento de haste da fresa, não se constatou grande influência nos valores de “ $A_{4(RMS)}$ ”. Em geral, houve leve redução da vibração em baixa frequência com o aumento do comprimento da haste (L_H), salvo pela condição de instabilidade, que apresentou comportamento fora do esperado. O comprimento da haste apresenta maior influência em vibrações a altas frequências (D_1). No geral, $L_H = 45$ mm gerou menores vibrações para $a_p = 0,4$ mm e $a_p = 0,8$ mm, tanto em baixas como em altas frequências (condição inusitada, uma vez que se espera da fresa em menor balanço uma menor vibração). Uma explicação para esse fato pode ser que a mudança de “ L_H ” tenha modificado a rigidez do sistema, afastando a frequência natural do sistema da frequência de passagem dos dentes da fresa.

b) Análise da vibração em alta frequência (D_1)

A Figura 8.3a apresenta o gráfico dos detalhamentos “ $D_{1(RMS)}$ ” (vibração em alta frequência) gerados pela fresa com $r_\epsilon = 0,8$ mm para os três comprimentos de haste (L_H) avaliados. A variação da profundidade de corte (a_p) foi o fator que apresentou maior influência sobre “ D_1 ”. Para valores menores de “ a_p ”, a vibração em alta frequência manteve-se mais constante, seguindo uma tendência pela variação dos outros fatores. Para uma amostra de 720 pontos (quatro revoluções da fresa) a Figura 8.3b mostra graficamente a comparação de “ $D_{1(RMS)}$ ” para $n = 1200$ rpm (azul escuro) e $n = 2400$ rpm (azul claro) considerando $L_H = 60$ mm e $a_p = 1,2$ mm. A baixa rotação (1200 rpm) fez com que ocorresse a má formação de cavaco na zona usinada. Essa causa pode ser observada a partir do sinal de detalhamento nessa condição, que apresentou alto nível de perturbações e valor RMS de 11 N. Com o aumento da rotação esse valor foi reduzido para 6,4 N.

Quanto à influência da rotação na vibração em altas frequências, para $a_p = 0,4$ mm, a maior intensidade de “ $D_{1(RMS)}$ ” ocorre para $n = 2400$ rpm, situação que se modifica quando o sistema começa a entrar em condição instável.

Na condição com $a_p = 0,8$ mm, $n = 3600$ rpm e $L_H = 60$ mm, o parâmetro “ D_1 ” inicia uma elevação de sua intensidade (comparado com $a_p = 0,4$ mm). É constatada a presença de vibração *chatter* com o aumento da profundidade de corte axial para $a_p = 1,2$ mm, situação que

pode ser atrelada ao diagrama de lóbulos de estabilidade (Figura 3.3), onde a situação de aumento de “ a_p ” estaria chegando próximo ao limite de estabilidade do processo. Os testes realizados com $a_p = 1,2$ mm também apresentaram as maiores intensidades de “ $D_{1(RMS)}$ ”. A ocorrência de vibração *chatter* foi observada no teste realizado com os maiores valores de profundidade de corte, rotação e comprimento de haste.

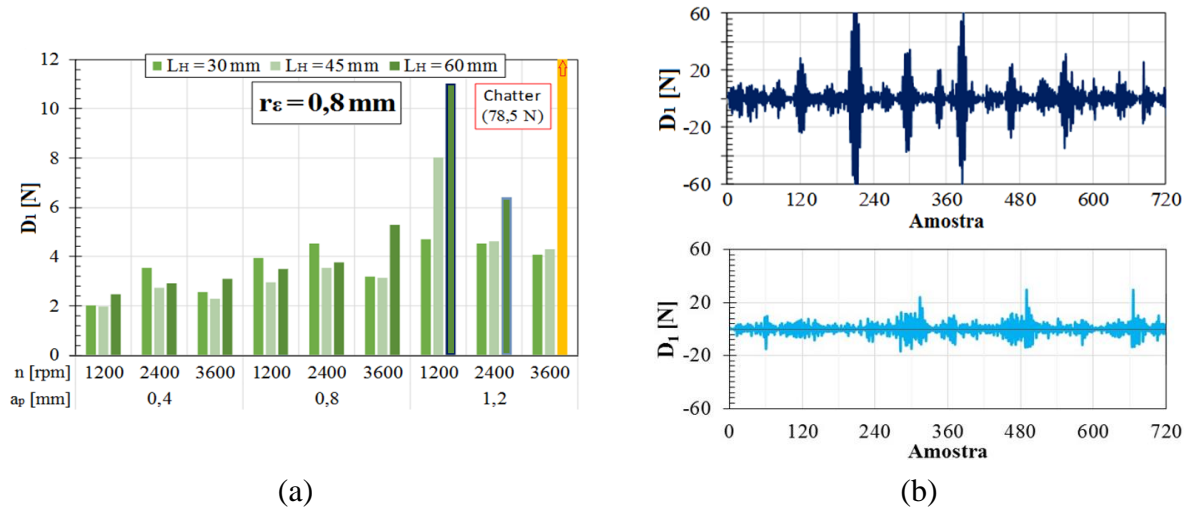


Figura 8.3 – Detalhamento “ D_1 ” gerado com $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) valores RMS; (b) comparações pela variação de “ n ” (1200 e 2400 rpm) com $a_p = 1,2$ mm.

Como já citado, investigando a intensidade de “ $D_{1(RMS)}$ ” com a variação da rotação na condição com $L_H = 60$ mm e $a_p = 1,2$ mm, para $n = 1200$ rpm o valor é 11 N; com aumento da rotação para $n = 2400$ rpm, o fator decresce para 6,4 N. Já incrementando para $n = 3600$ rpm, o sistema entra em situação instável (extrapolando o gráfico para um valor RMS de 78,5 N). Assim, nas duas primeiras condições de rotação, o sistema apresenta situações estáveis, mas próximas ao limite de estabilidade (Figura 8.3b); no terceiro nível, o sistema extrapola o limite e fica instável (Figura 8.4).

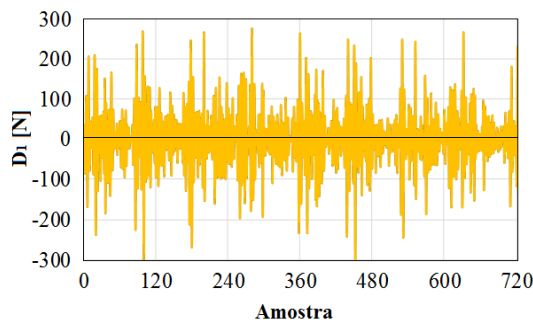


Figura 8.4 – Detalhamento “ D_1 ” para situação de instabilidade ($r_\epsilon = 0,8$ mm).

A amplitude do sinal ilustrado graficamente pela Figura 8.4 ($n = 3600$ rpm) com variação de aproximadamente 600 N, cinco vezes maior que para a mesma condição com rotação de 1200 rpm (120 N). Apesar de o sinal mostrar grande amplitude, o fenômeno não é tão visível em baixa frequência (aproximação A_4) mostrada na Figura 8.2a (em vermelho).

8.1.2 Avaliação das vibrações para $r_\epsilon = 0,4$ e $1,2$ mm

Aqui serão investigadas, para $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm, as influências das outras variáveis de entrada do processo de fresamento frontal nas vibrações em baixas e altas frequências geradas no corte do aço inoxidável AISI 316.

a) Análise da vibração em baixa frequência (A_4)

O comportamento da força resultante em baixas frequências (A_4) foi semelhante ao obtido com $r_\epsilon = 0,8$ mm. No entanto, como foram utilizados valores diferentes de “ a_p ”, diferentes intensidades de força foram registradas. A Figura 8.5a mostra os valores de “ $A_{4(RMS)}$ ” gerados para $r_\epsilon = 0,4$ mm e a Figura 8.5b os resultados para $r_\epsilon = 1,2$ mm.

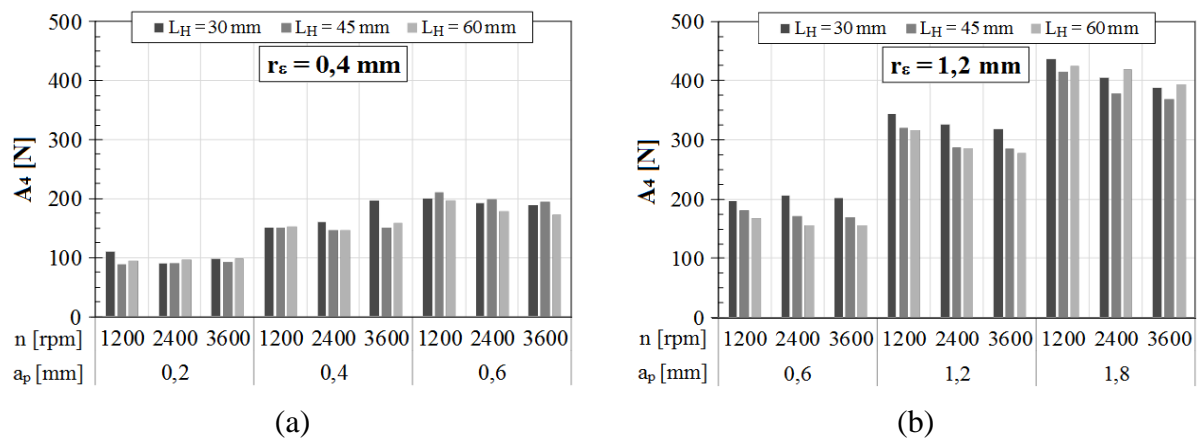


Figura 8.5 – Aproximações “ $A_{4(RMS)}$ ” geradas com: (a) $r_\epsilon = 0,4$ mm; (b) $r_\epsilon = 1,2$ mm.

As tendências dos aumentos de “ A_4 ” com os aumentos das profundidades de corte axial, como ocorreram com $r_\epsilon = 0,8$ mm, se mantiveram proporcionais. A partir dos ensaios realizados, não se encontraram grandes influências para a alteração do comprimento da haste na intensidade da vibração em baixa frequência.

b) Análise da vibração em alta frequência (D_1)

Para a vibração em altas frequências usando da ferramenta com $r_\epsilon = 0,4$ mm, não houve grandes variações em “ $D_{1(RMS)}$ ” pela mudança de parâmetros. Isso pode ter relação com a baixa profundidade de corte utilizada, permanecendo longe do limite de estabilidade do processo, em zona estável. Já a Figura 8.6a apresenta o gráfico dos detalhamentos “ $D_{1(RMS)}$ ” dos sinais da força resultante (F_U) gerados pela fresa com $r_\epsilon = 1,2$ mm para os três comprimentos de haste (L_H) avaliados e a Figura 8.6b apresenta a comparação gráfica de “ $D_{1(RMS)}$ ” para $n = 2400$ rpm (em marrom) e $n = 3600$ rpm (em amarelo) considerando $L_H = 60$ mm e $a_p = 1,8$ mm.

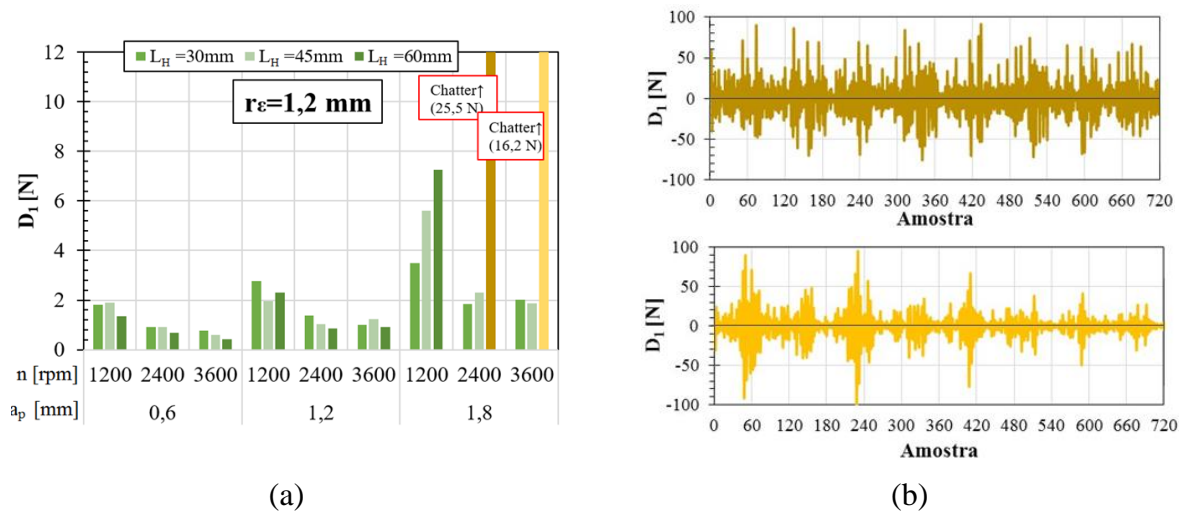


Figura 8.6 – Detalhamento “ D_1 ” gerado para $r_\epsilon = 1,2$ mm: (a) valores RMS; (b) condições de *chatter* pela variação de “ n ” (2400 e 3600 rpm) com $a_p = 1,8$ mm.

Para a ferramenta com $r_\epsilon = 1,2$ mm, mesmo utilizando profundidades de corte axiais maiores que os com $r_\epsilon = 0,8$ mm, as condições de corte onde se adotaram baixos valores de profundidade de corte axial (a_p) não apresentaram valores acentuados de “ $D_{1(RMS)}$ ”. Houve uma tendência de “ D_1 ” reduzir com o aumento da rotação para $a_p = 0,6$ mm e $a_p = 1,2$ mm. Uma hipótese para este caso é que o aumento da rotação (que, por conseguinte, aumenta a velocidade de corte) favorece a redução da vibração, condição vista algumas vezes para o aço inoxidável. No caso, tem-se um aumento da temperatura na região do corte, que facilita a usinagem do mesmo, possivelmente pela redução do módulo de elasticidade e/ou pela facilidade de movimentação de discordâncias na microestrutura do material, reduzindo, assim, a taxa de encruamento localizado.

Observou-se também uma tendência de “ D_1 ” reduzir com o aumento do comprimento da haste para $a_p = 0,6$ mm e $a_p = 1,2$ mm. Da mesma maneira como ocorreu com $r_\epsilon = 0,8$ mm, possivelmente ocorreu alteração da frequência natural do sistema, modificando sua rigidez e afastando da frequência de passagem dos dentes da fresa.

Para a situação com $a_p = 1,8$ mm houve aumento de “ $D_{1(RMS)}$ ” para $n = 1200$ rpm em comparações com as outras profundidades de corte. Para esta condição, “ D_1 ” aumentou com o incremento de “ L_H ”. Com o aumento de “ a_p ”, o corte torna-se mais próximo de situações instáveis, elevando, dessa forma, a parcela de vibração.

No raio de $r_\epsilon = 1,2$ mm ocorreu a presença de vibração *chatter* nas rotações de 2400 e 3600 rpm com $a_p = 1,8$ mm e $L_H = 60$ mm. Entretanto, as duas condições de *chatter* nessa ferramenta apresentaram menor amplitude que a condição de *chatter* da ferramenta com $r_\epsilon = 0,8$ mm. No caso, a amplitude do sinal ilustrado na Figura 8.6b para $n = 2400$ rpm apresenta a variação de aproximadamente 175 N (em marrom), enquanto que para $n = 3600$ rpm, a variação foi próxima de 200 N (em amarelo).

8.1.3 Influência do raio de ponta na vibração

É possível fazer nesta etapa comparações entre três condições onde se tem os mesmos parâmetros de corte (a_p , a_e , f_z , v_c) a fim de verificar a influência do raio de ponta (r_ϵ) nas vibrações em baixa (aproximação A_4) e alta (detalhamento D_1) frequências.

Conforme Tabela 7.3, as três condições de correlação são:

- $a_p = 0,4$ mm $\Rightarrow r_\epsilon = 0,4$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,0$) e $r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 0,5$);
- $a_p = 0,6$ mm $\Rightarrow r_\epsilon = 0,4$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,5$) e $r_\epsilon = 1,2$ mm ($a_p/r_\epsilon = 0,5$);
- $a_p = 1,2$ mm $\Rightarrow r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,5$) e $r_\epsilon = 1,2$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,0$).

a) Comparação entre $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm

A Figura 8.7 mostra os gráficos comparativos de “ $A_{4(RMS)}$ ” e “ $D_{1(RMS)}$ ” gerados para $a_p = 0,4$ mm considerando $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm. Observa-se que a vibração em baixa frequência (A_4) para $r_\epsilon = 0,4$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,0$) apresentou maiores intensidades que para $r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 0,5$). A redução de “ $A_{4(RMS)}$ ” foi de 40% em média para um aumento de 100% do raio de ponta. Já o comportamento em altas frequências é inverso. Para $r_\epsilon = 0,4$ mm, a vibração em alta frequência (D_1) apresentou menores níveis que para $r_\epsilon = 0,8$ mm. No caso, o acréscimo de “ r_ϵ ” resultou em um aumento médio de 309% em “ $D_{1(RMS)}$ ”.

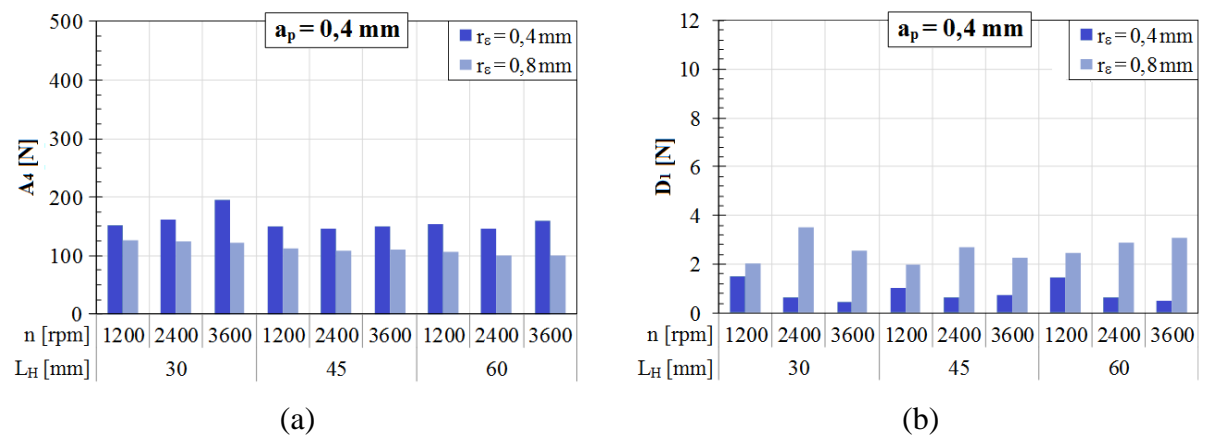


Figura 8.7 – Comparações entre os raios de ponta 0,4 e 0,8 mm para $a_p = 0,4$ mm:
(a) aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”.

b) Comparação entre $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm

A Figura 8.8 mostra graficamente a comparação de “ $A_{4(RMS)}$ ” e “ $D_{1(RMS)}$ ” gerados para $a_p = 0,6$ mm considerando $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm.

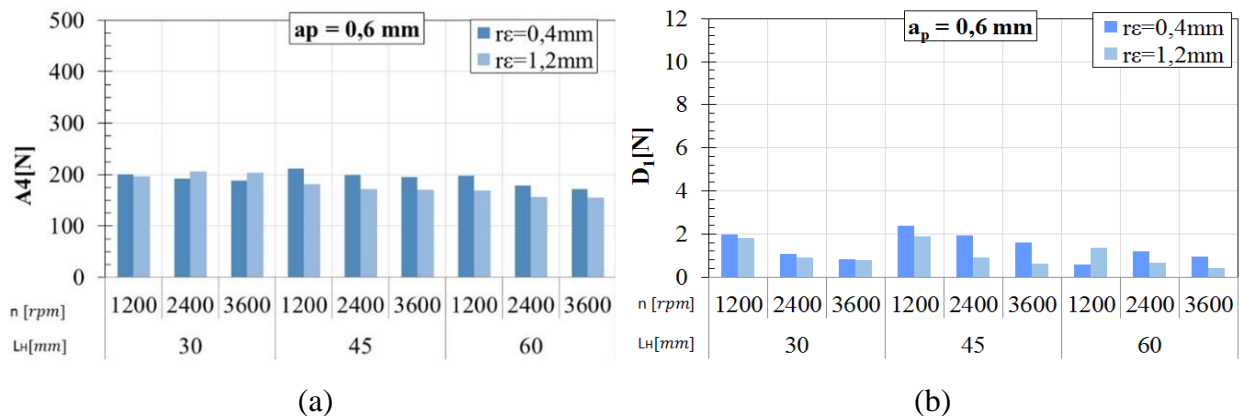


Figura 8.8 – Comparações entre os raios de ponta 0,4 e 1,2 mm para $a_p = 0,6$ mm:
(a) aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”.

A variação do raio de ponta (r_ϵ) de 0,4 para 1,2 mm não mostrou influência significativa sobre as baixas (A_4) e altas (D_1) frequências, apesar da variação da geometria de ponta ser maior. O raio $r_\epsilon = 1,2$ mm apresentou leve redução dos esforços que para 0,4 mm. A menor relação “ a_p/r_ϵ ” favoreceu o corte nessa situação.

c) Comparação entre $r_\epsilon = 0,8$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm

A Figura 8.9 ilustra os gráficos comparativos de “ $A_{4(RMS)}$ ” e “ $D_{1(RMS)}$ ” gerados para $a_p = 1,2$ mm considerando $r_\epsilon = 0,8$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm.

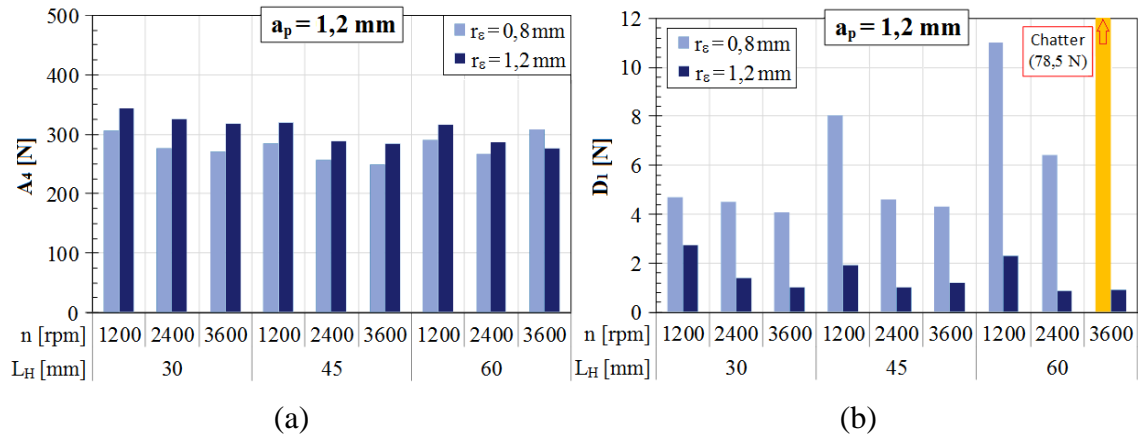


Figura 8.9 – Comparações entre os raios de ponta 0,8 e 1,2 mm para $a_p = 1,2$ mm: (a) aproximação “ A_4 ”; (b) detalhamento “ D_1 ”.

Verifica-se que a vibração em baixa frequência (A_4) para $r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,5$) apresentou menores intensidades que para $r_\epsilon = 1,2$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,0$) – com exceção da situação instável. O aumento médio de “ $A_{4(RMS)}$ ” foi de 9% para um aumento de 50% de “ r_ϵ ”. No caso da vibração em altas frequências (D_1), o comportamento é contrário ao apresentado por “ A_4 ”. O aumento de “ r_ϵ ” proporcionou uma redução de 95% de intensidade em “ $D_{1(RMS)}$ ”.

A Figura 8.9b mostra a instabilidade na condição apresentada em amarelo. É perceptível que, para a situação com maior profundidade de corte axial (a_p), o aumento do raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) de 0,8 para 1,2 mm já proporcionaria uma situação estável ao processo de fresamento frontal do aço AISI 316 com $L_H = 60$ mm. Dessa forma, verifica-se que a razão “ a_p/r_ϵ ” influencia a dinâmica do processo.

8.1.4 Vibrações em condições instáveis

Para as três condições onde foram evidenciadas vibrações *chatter* na superfície usinada, a força se comporta de maneira totalmente diferente de situações estáveis, sendo possível verificar esta instabilidade pela amplitude de variação da força resultante (F_U). A exemplificar esse comportamento, duas condições de regime foram comparadas, uma estável e outra instável, na ferramenta com $a_p = 1,2$ mm, $n = 3600$ rpm e $r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,5$). A mudança de estabilidade é verificada variando apenas o comprimento da haste em balanço da

ferramenta de $L_H = 45$ mm para $L_H = 60$ mm, o que modifica a rigidez e, conseqüentemente, a frequência natural do sistema dinâmico.

A Figura 8.10 apresenta essa comparação do sinal da força resultante (F_U) tratado via DWT (aproximação A_4 e detalhamento D_1) através das condições de estabilidade (Figura 8.10a) e instabilidade (Figura 8.10b) do sistema. As duas representações de “ D_1 ” estão em escalas diferentes para melhor visualização do sinal (± 50 e ± 500 N).

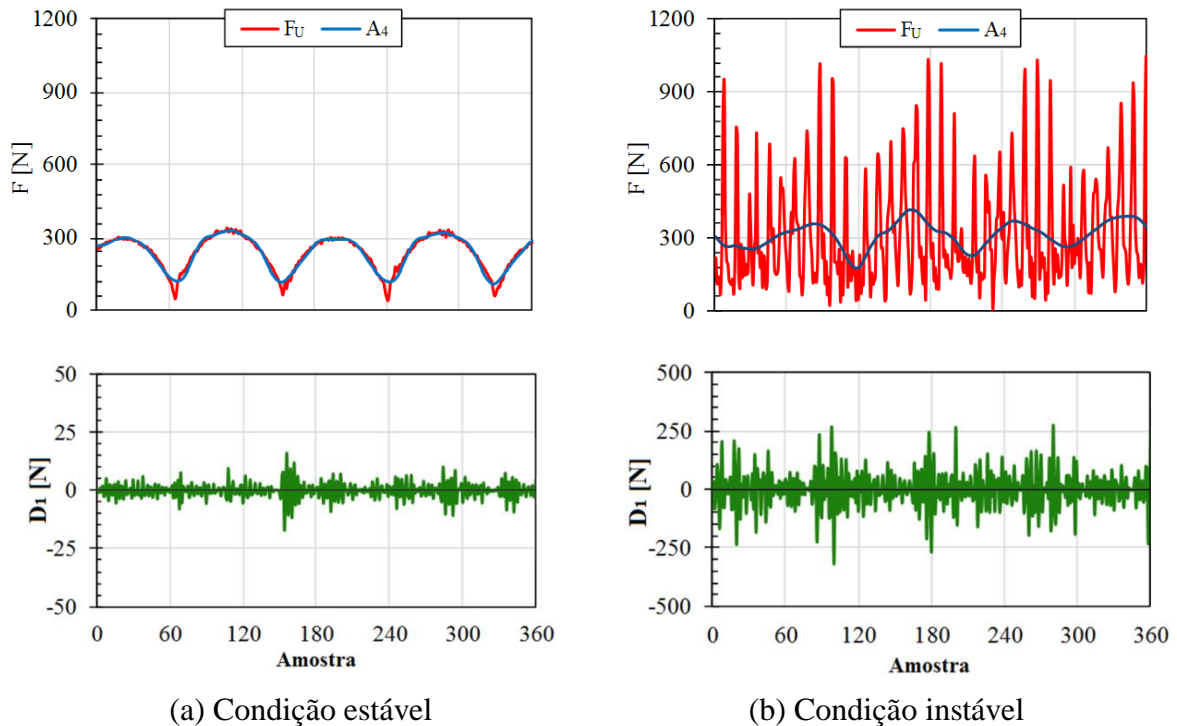


Figura 8.10 – Condições de corte com $a_p = 1,2$ mm, $n = 3600$ rpm e $r_\epsilon = 0,8$ mm:
(a) $L_H = 45$ mm, (b) $L_H = 60$ mm.

Fica evidente que o parâmetro D_1 é mais afetado pela instabilidade que o parâmetro A_4 . Assim, as vibrações em alta frequência podem ser associadas à presença de chatter e podem ser monitoradas em processos externos para sua predição, evitando assim suas conseqüências desvantajosas. A força resultante (F_U), que representa o sinal original, apresenta também grandes níveis de amplitude de vibração na condição de instabilidade.

8.2 Análise de Rugosidade

Para a ideia global dos efeitos da vibração na rugosidade da peça gerada pelo fresamento, considerou-se a relação de entrada “ a_p/r_ϵ ”, agrupando as medições dos passes em 50%, 100% e 150% dessa relação. Como foram feitas três medições em cada passe, a

dispersão apresentada mostra o desvio entre as nove medições (nos três passes dessas condições), para 95% de confiança, considerando a relação de entrada. A Figura 8.11a apresenta os resultados das medições de rugosidade média aritmética (R_a) e a Figura 8.11b os de rugosidade média parcial (R_z).

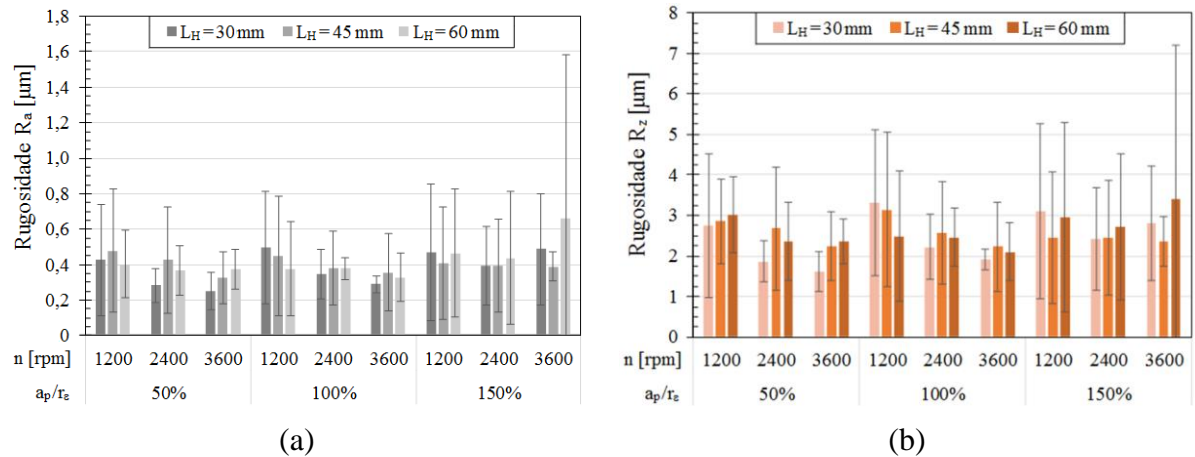


Figura 8.11 – Valores de rugosidade para as condições de corte usando “ a_p/r_ϵ ”:
(a) média aritmética “ R_a ”; (b) média parcial “ R_z ”.

Em alguns casos analisados, percebeu-se a presença de cavaco malformado e aderido à superfície. Para ilustrar, a Figura 8.12 mostra a comparação entre dois perfis de rugosidade gerados com $a_p/r_\epsilon = 1$, $L_H = 30\text{ mm}$ e $n = 1200\text{ rpm}$.

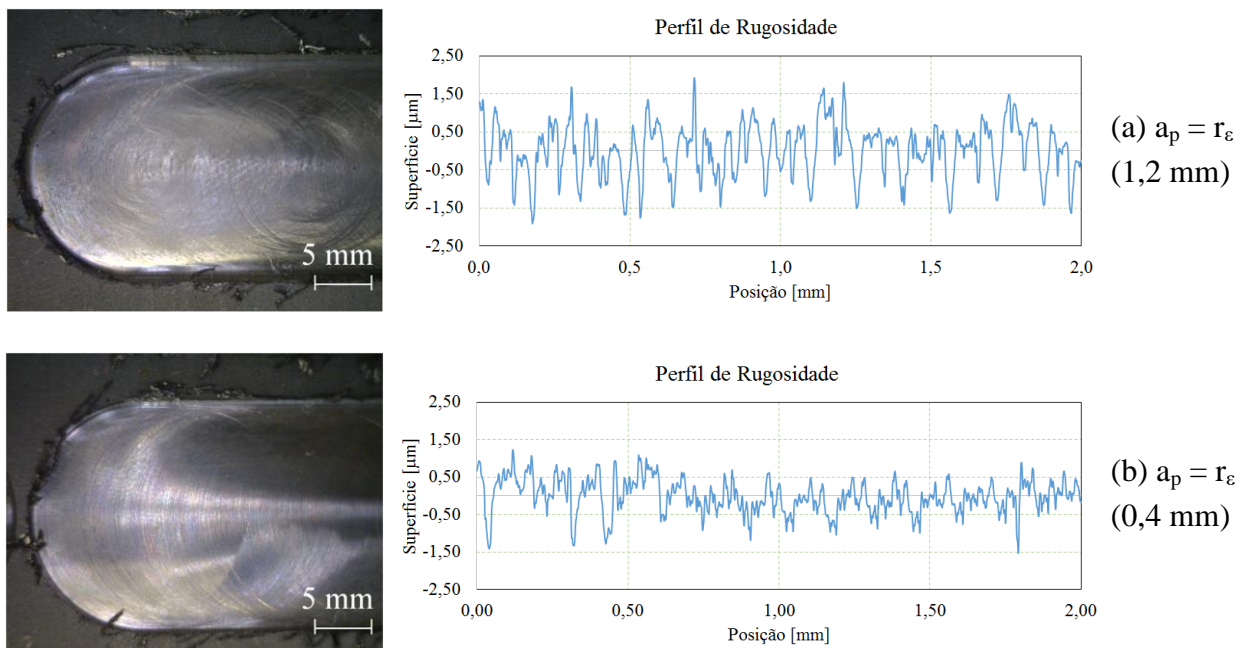


Figura 8.12 – Comparação entre dois perfis de rugosidade gerados: (a) $a_p/r_\epsilon = 1,2\text{ mm}$;
(b) $a_p/r_\epsilon = 0,4\text{ mm}$.

No exemplo ilustrado pela Figura 8.12a, a condição de usinagem (passe) com $a_p = r_\epsilon = 1,2$ mm apresentou essa adversidade. Se for comparado a outra condição com $a_p/r_\epsilon = 1$ ($a_p = r_\epsilon = 0,4$ mm, Figura 8.12b), que também na mesma rotação (1200 rpm) e mesmo comprimento em balanço ($L_H = 30$ mm), não apresentou o fenômeno. É notável a modificação do aspecto visual e do perfil de rugosidade gerado.

8.2.1 Influência do raio de ponta na rugosidade

A mesma metodologia utilizada para a análise da vibração é aplicada neste caso, verificando a influência do raio de ponta (r_ϵ) na rugosidade gerada. Para isso estabeleceu-se as mesmas condições com parâmetros semelhantes de corte e raios distintos.

a) Comparação entre $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm

Na Figura 8.13 são comparadas as rugosidades média “ R_a ” e média parcial “ R_z ” para os raios de ponta $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm com $a_p = 0,4$ mm.

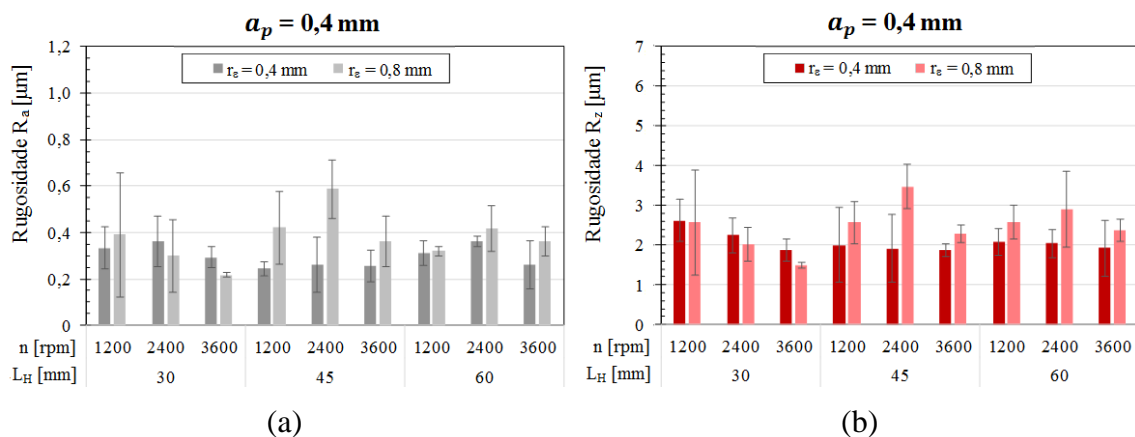


Figura 8.13 – Análise da influência do raio de ponta nos parâmetros de rugosidade para $a_p = 0,4$ mm usando $a_p/r_\epsilon = 1$ e $a_p/r_\epsilon = 0,5$: (a) “ R_a ”; (b) “ R_z ”.

O raio de ponta $r_\epsilon = 0,4$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1$) apresentou baixa dispersão de resultados se comparado com $r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 0,5$). A explicação para esse fenômeno pode estar ligada à variação da espessura do cavaco causada pelo raio de ponta da ferramenta. Uma vez que a profundidade de corte utilizada nessa condição é baixa ($a_p = 0,4$ mm), essa variação pode ter maior influência sobre a rugosidade, acentuando-se para a condição com $r_\epsilon = 0,8$ mm. A partir da Figura 7.16, que compara os raios de ponta em relação à profundidade de corte, verifica-se

uma maior variação da espessura do cavaco (h) para a ferramenta com maior raio de ponta ($a_p/r_\epsilon = 0,5$), o que pode gerar um corte mais irregular devido à maior variação de “ h ”.

Em outra análise, a partir da distribuição da curva de Abbott-Firestone e da Função Distribuição de Amplitudes (ADM), pode-se fazer uma comparação entre as três condições de comprimentos de haste para $a_p = 0,4$ mm, $n = 2400$ rpm e $r_\epsilon = 0,8$ mm. Analisando os perfis de rugosidade na Figura 8.14, é perceptível que a alteração da haste pode ter causado uma variação de picos e vales entre os perfis medidos.

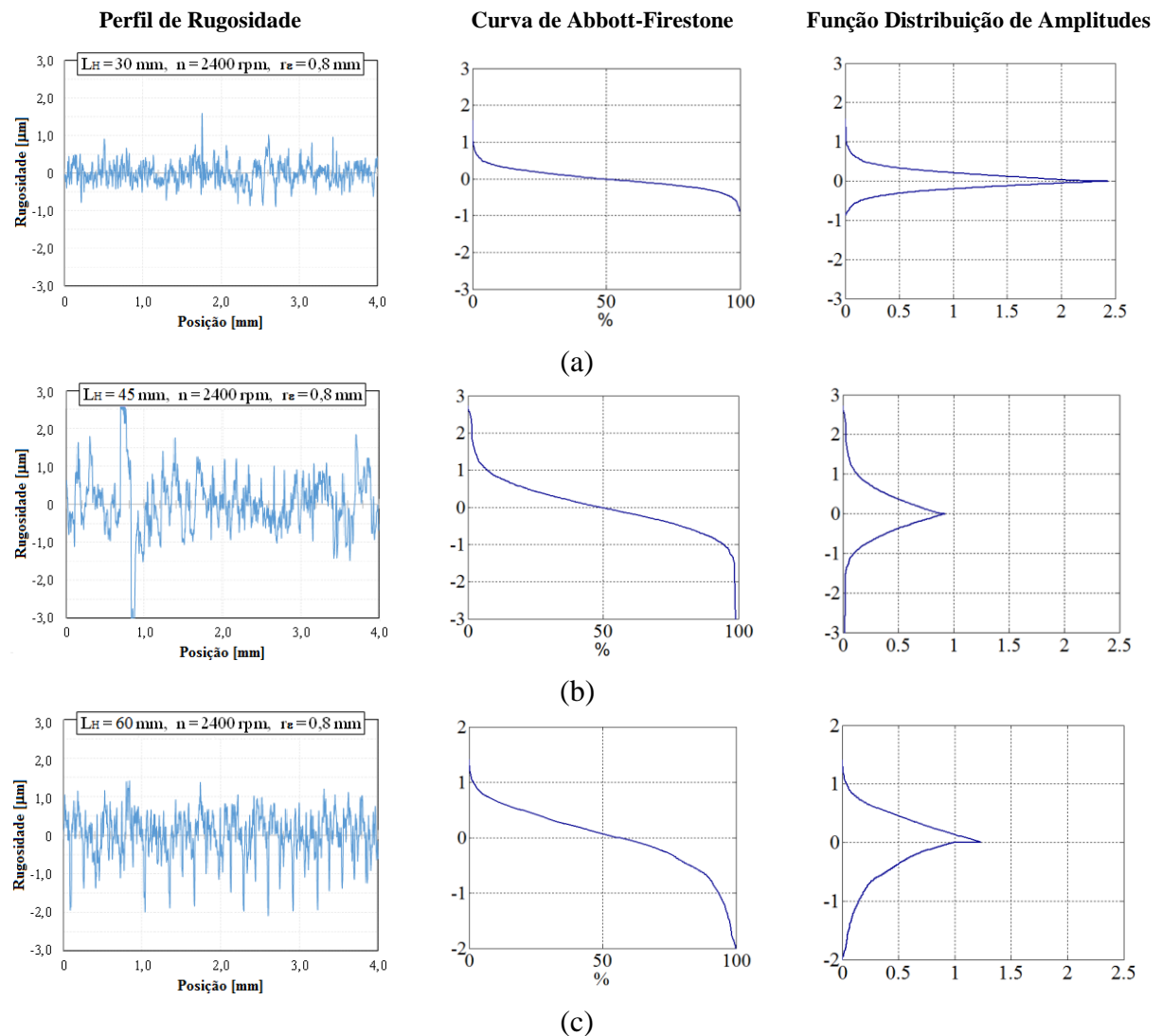


Figura 8.14 – Perfis de rugosidade, curvas de Abbott-Firestone e ADM considerando $a_p = 0,4$ mm, $n = 2400$ rpm e $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) $L_H = 30$ mm, (b) $L_H = 45$ mm, (c) $L_H = 60$ mm.

Para a haste com menor comprimento ($L_H = 30$ mm), Figura 8.14a, ocorreram picos e vales de menor amplitude no perfil de rugosidade. A maioria destes se concentrou em torno da

média da medição, o que caracteriza um perfil mais estável, demonstrada na Função Distribuição de Amplitudes (ADM). Para o comprimento intermediário ($L_H = 45$ mm), Figura 8.14b, houve um perfil mais irregular entre picos e vales e observaram-se maiores dispersões. A maior inclinação na curva de Abbott-Firestone revela esta maior dispersão de valores. Já para o maior comprimento em balanço ($L_H=60$ mm), Figura 8.14c, o perfil apresenta vales mais profundos, notando-se uma ADM “assimétrica” em relação à média.

Quanto à rotação, o maior nível ($n = 3600$ rpm) apresentou menores valores de rugosidade para as três situações de comprimento de haste em comparação aos da Figura 8.13. Como o aço inoxidável austenítico apresenta comportamento muito dúctil, tende a formar cavacos “pastosos” em comparação a outros materiais menos dúcteis como o aço de baixa liga. Com o aumento da rotação (por conseguinte, da velocidade de corte), pode ter havido uma melhora no corte devido a um possível aumento da temperatura atingida na formação do cavaco, facilitando o cisalhamento e o desprendimento do material da peça melhorando, por conseguinte, o acabamento.

b) Comparação entre $r_\epsilon = 0,4$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm

Uma segunda comparação para rugosidades média “ R_a ” e média parcial “ R_z ” ocorre com $a_p = 0,6$ mm para os raios $r_\epsilon = 0,4$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,5$) e $r_\epsilon = 1,2$ mm ($a_p/r_\epsilon = 0,5$). A Figura 8.15 mostra tal situação. Em geral, a baixa rotação resultou em piora da textura.

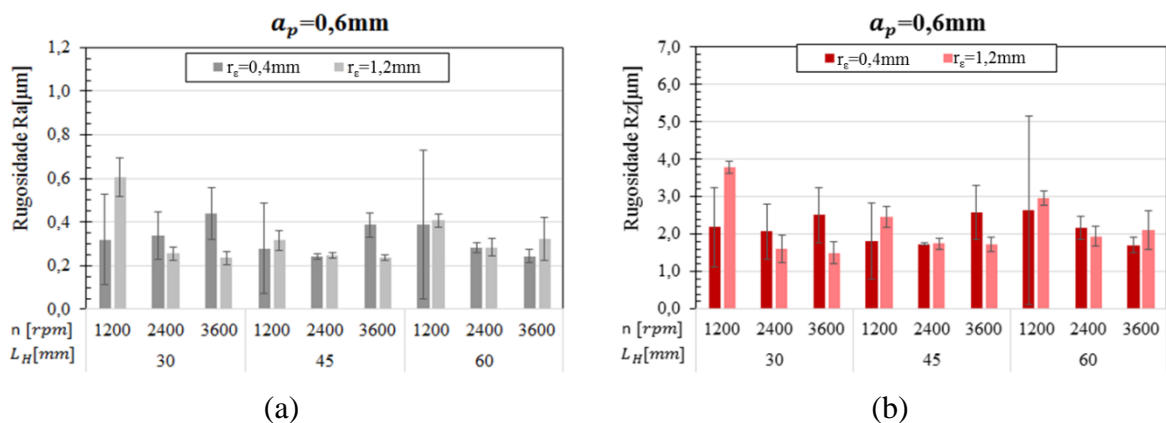


Figura 8.15 - Análise da influência do raio de ponta nos parâmetros de rugosidade para $a_p = 0,6$ mm usando $a_p/r_\epsilon = 1,5$ e $a_p/r_\epsilon = 0,5$: (a) “ R_a ”; (b) “ R_z ”.

Divergindo da comparação anterior ($a_p = 0,4$ mm), os resultados para $a_p = 0,6$ mm mostram uma dispersão levemente maior dos parâmetros de rugosidade com $a_p/r_\epsilon = 1,5$ ($r_\epsilon = 0,4$ mm). O maior raio de ponta ($r_\epsilon = 1,2$ mm) ou $a_p/r_\epsilon = 0,5$ aparentemente conduziu a um

melhor corte, resultando em melhor qualidade da superfície usinada. Neste caso, o raio de ponta três vezes maior valor pode ter proporcionado um “alisamento” dos picos de rugosidade.

c) Comparação entre $r_\epsilon = 0,8$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm

A terceira comparação acontece com a profundidade de corte axial $a_p = 1,2$ mm para os raios de ponta $r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,5$) e $r_\epsilon = 1,2$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1$). A Figura 8.16 apresenta essa situação para rugosidades “ R_a ” e “ R_z ”.

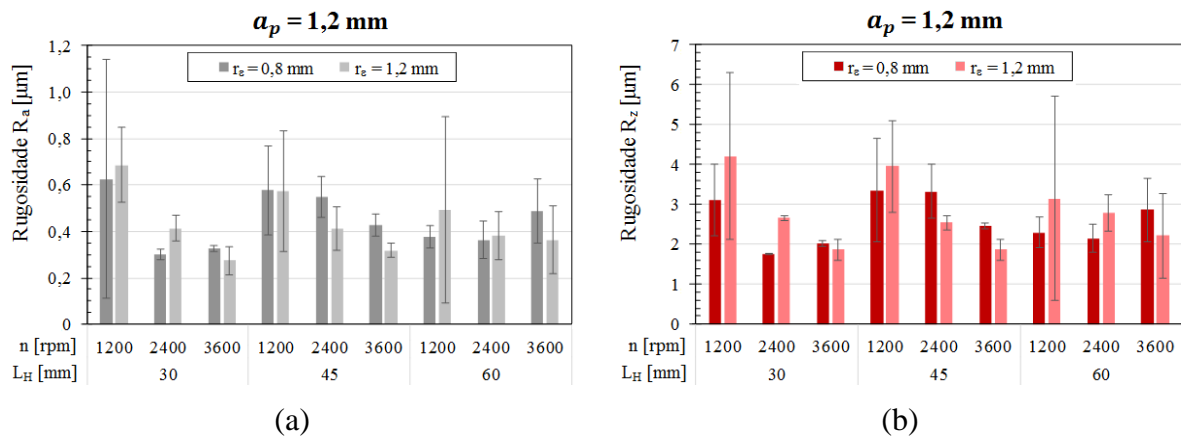


Figura 8.16 – Análise da influência do raio de ponta nos parâmetros de rugosidade para $a_p = 1,2$ mm usando $a_p/r_\epsilon = 1,5$ e $a_p/r_\epsilon = 1$: (a) “ R_a ”; (b) “ R_z ”.

Ao utilizar $n = 1200$ rpm, tem-se grande dispersão de valores para ambos os raios de ponta. Para $r_\epsilon = 1,2$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1$), ocorreu situação semelhante à apresentada na primeira análise (Figura 8.12a) em que houve má formação e aderência de cavaco na superfície usinada. Para $r_\epsilon = 0,8$ mm ($a_p/r_\epsilon = 1,5$), observaram-se arranhões na superfície usinada (Figura 8.17), cujo motivo pode estar relacionado também à má formação de cavacos. Somando-se a isso, a combinação utilizada com essas condições aliada à baixa rotação (1200 rpm) pode ter dificultado a formação e a remoção de cavaco.

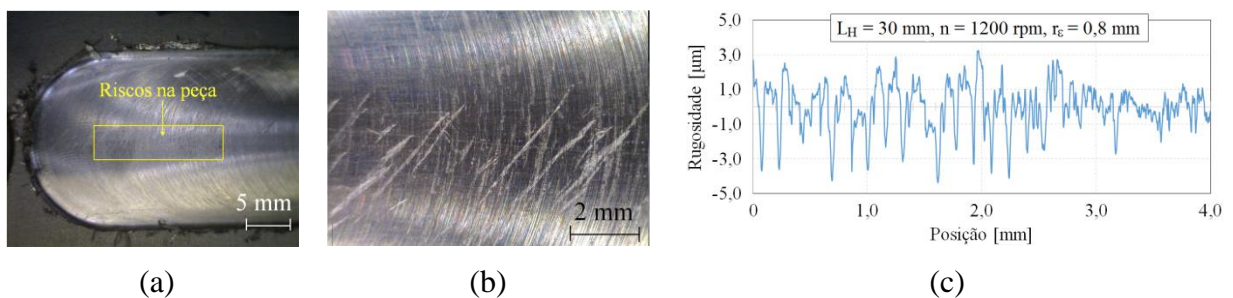


Figura 8.17 – Riscos na superfície usinada usando $a_p = 1,2$ mm, $n = 1200$ rpm, $L_H = 30$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) imagem da superfície; (b) detalhe mostrado; (c) perfil de rugosidade gerado.

Pode-se verificar o comportamento da variação da rotação seguindo a mesma análise de perfis e curva de Abbot-Firestone e ADM com $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 45$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm através da Figura 8.18.

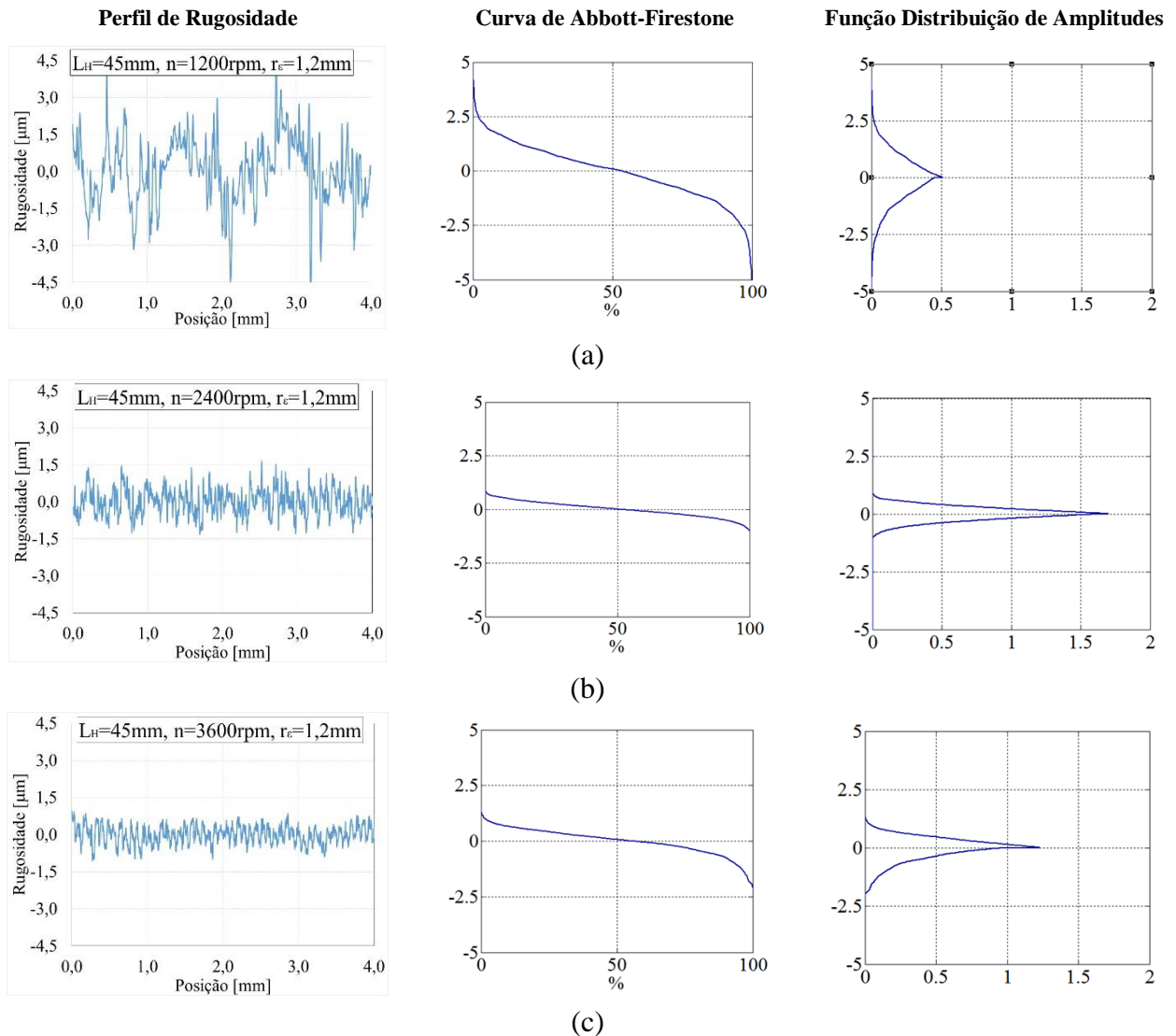


Figura 8.18 – Perfis de rugosidade, curvas de Abbott-Firestone e ADM considerando $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 45$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm: (a) $n = 1200$ rpm, (b) $n = 2400$ rpm, (c) $n = 3600$ rpm.

A partir da análise da Figura 8.18, é possível notar a maior perturbação na menor rotação. O problema do cavaco mal removido da zona de corte pode ter relação com a rotação utilizada no menor nível ($n = 1200$ rpm), a qual corresponde a uma velocidade de corte $v_c = 75$ m/min, abaixo do valor mínimo recomendado pelo fabricante para a usinagem de aços inoxidáveis (100 m/min). A distribuição de amplitudes se mantém dispersa da média (curva achatada ou platicúrtica), se comparada com as outras ADM nas rotações mais altas.

8.2.2 Rugosidade nas instabilidades

As condições de corte no processo de fresamento frontal que geraram instabilidades foram facilmente identificadas pela qualidade da superfície usinada do aço inoxidável AISI 316 nas amostras originadas com $a_p/r_\epsilon = 1,5$.

a) Instabilidade com $a_p = 1,2$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm

Para a ferramenta com $r_\epsilon = 0,8$ mm, foi identificada instabilidade na condição com $a_p = 1,2$ mm e $n = 3600$ rpm (vide Figura 8.1). A Figura 8.19 faz uma comparação entre as superfícies geradas para as três rotações.

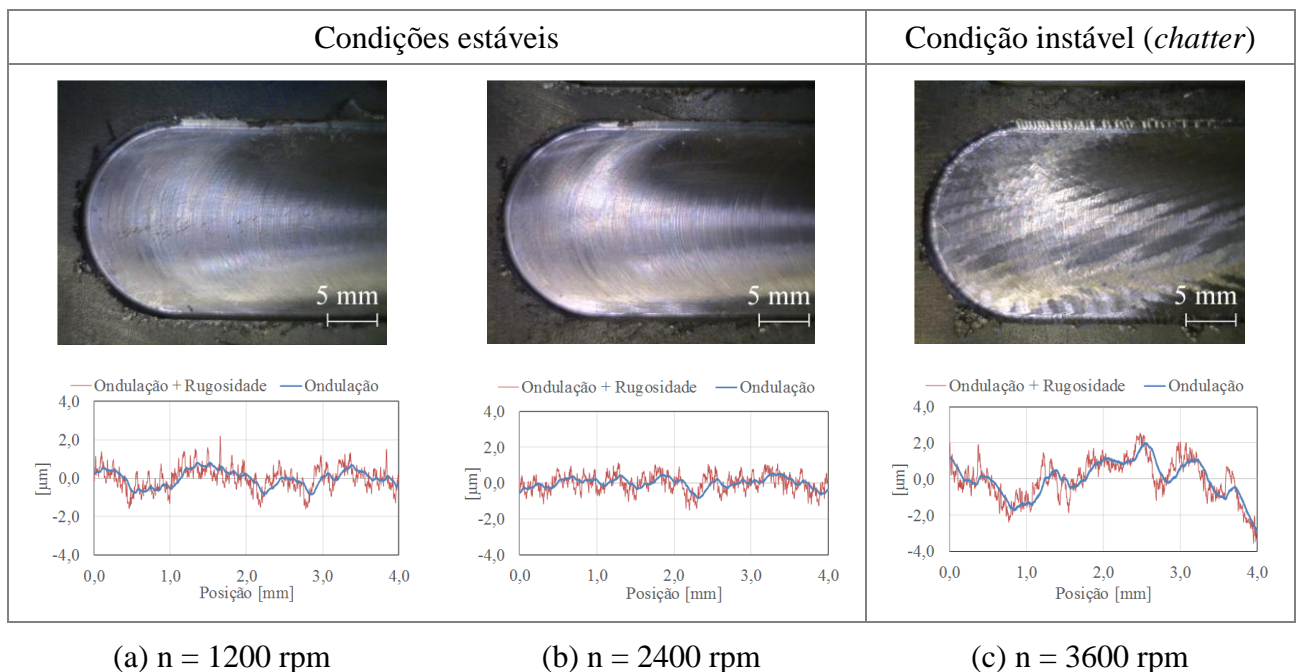


Figura 8.19 – Imagens das superfícies usinadas e perfis de rugosidade + ondulação com $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm para os três níveis de rotação.

É possível perceber que a imagem da amostra gerada com a presença de vibração *chatter* (Figura 8.19c) é discrepante em relação às demais. Além disso, a maior variação na ondulação gerada na superfície em comparação com as condições estáveis (Figura 8.19a e Figura 8.19b) é perceptível. Assim, a influência da condição de instabilidade pode ser mais bem detectada a partir da ondulação gerada que pela rugosidade. Esse processo é realizado removendo-se o filtro de perfil aplicado pelo rugosímetro na medição que separa os componentes de rugosidade e ondulação.

b) Instabilidades com $a_p = 1,8$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm

As outras duas condições em que ocorreram vibração *chatter* estão mostradas na Figura 8.20 ($a_p = 1,8$ mm, $L_H = 60$ mm, $r_\epsilon = 1,2$ mm com $n = 2400$ rpm e $n = 3600$ rpm).

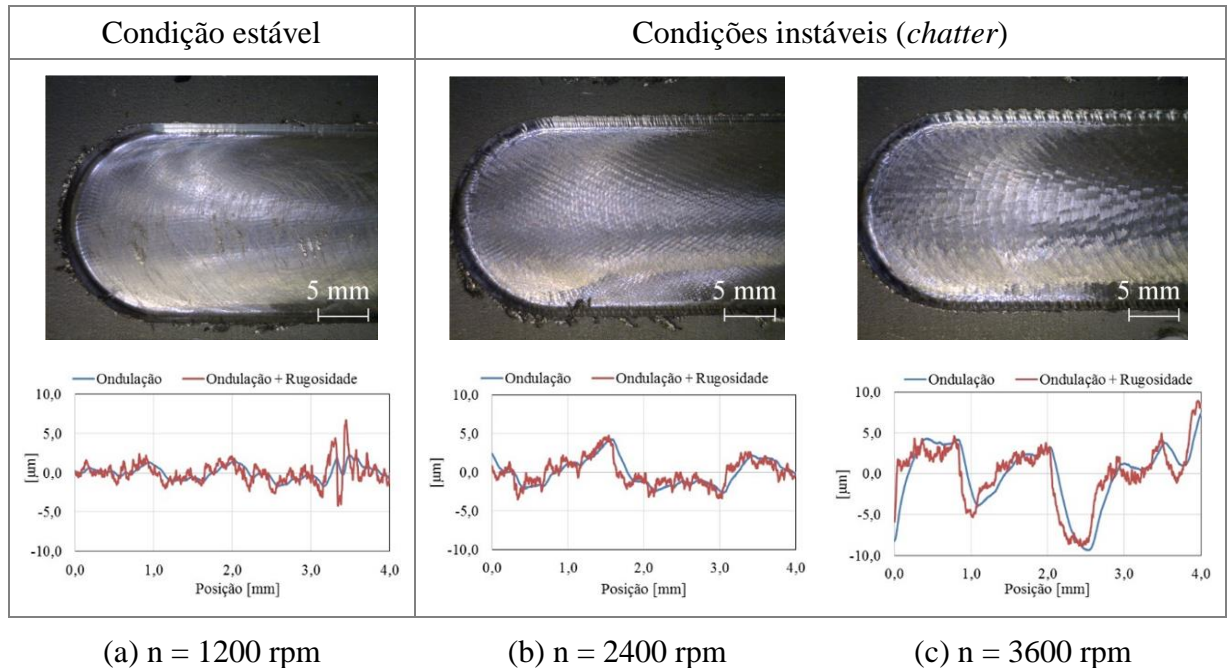


Figura 8.20 – Imagens das superfícies usinadas e perfis de rugosidade + ondulação com $a_p = 1,8$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm para os três níveis de rotação.

Com $n = 1200$ rpm (Figura 8.20a) ocorreu má formação de cavaco devido à baixa velocidade de corte utilizada para a operação. Nota-se maior instabilidade para $n = 3600$ rpm em comparação com $n = 2400$ rpm. Além disso, a instabilidade pode se acentuar com a alteração dos parâmetros, como se verificou com o aumento de rotação.

8.3 Relação entre Ondulação da Superfície e Vibração D_1 em Condições Instáveis

Verificou-se que a presença de instabilidade no processo modifica tanto a vibração em altas frequências (detalhamento D_1) da força de usinagem (F_U) como a ondulação e o aspecto visual da superfície usinada. Desse modo, buscou-se alguma relação entre tais variáveis de saída do processo de fresamento frontal do aço AISI 316. A Figura 8.21 apresenta as imagens das bordas dos passes, mostrando as ondulações geradas com $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm e o sinal de D_1 para as três rotações avaliadas. Constatou-se uma relação entre a vibração em alta frequência e as ondulações geradas, verificadas pela borda do passe.

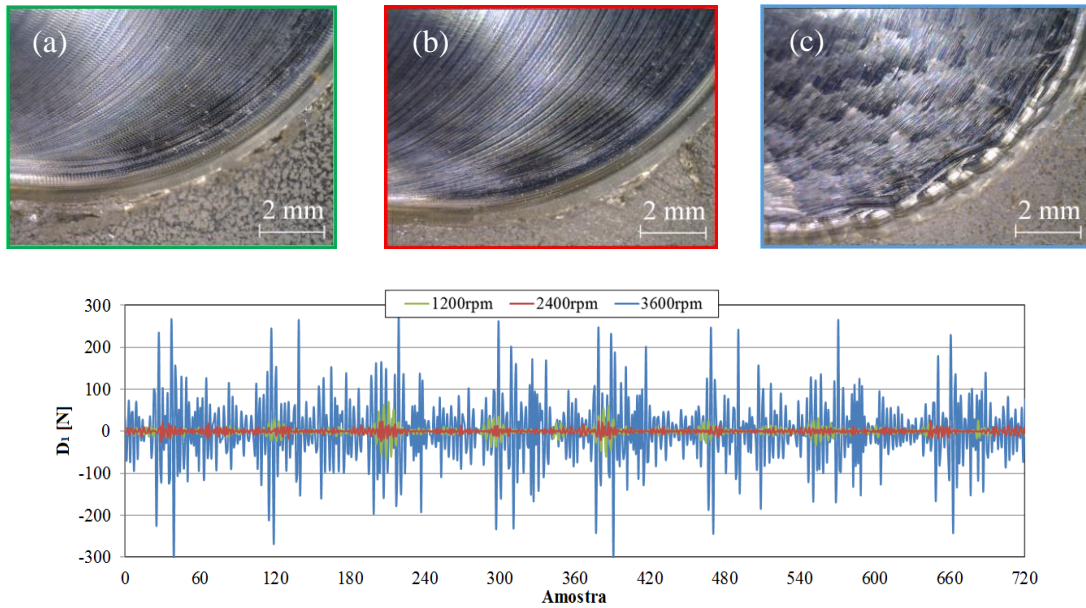


Figura 8.21 – Imagens das bordas de saída das superfícies usinadas e detalhamento D_1 com $a_p = 1,2$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 0,8$ mm: (a) 1200 rpm; (b) 2400 rpm; (c) 3600 rpm.

Na maior rotação (em azul) está presente a vibração *chatter*, atingindo picos de quase 300 N. Na menor rotação (em verde), apesar de não ter ocorrido instabilidade, a perturbação em alta frequência (D_1) apresentou valores mais elevados que em 2400 rpm (em vermelho), sendo possível verificar pelas imagens as marcas deixadas na superfície da peça.

A Figura 8.22 mostra imagens das bordas dos passes, revelando as ondulações geradas com $a_p = 1,8$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm e o sinal de D_1 para as três rotações avaliadas.

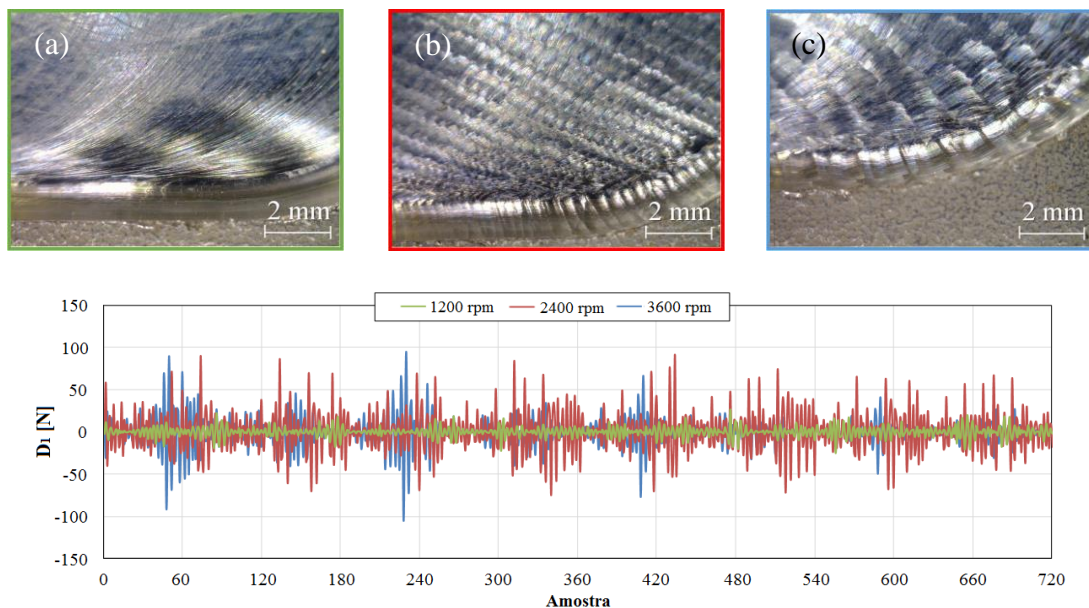


Figura 8.22 – Imagens das bordas de saída das superfícies usinadas e detalhamento D_1 com $a_p = 1,8$ mm, $L_H = 60$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm: (a) 1200 rpm; (b) 2400 rpm; (c) 3600 rpm.

Nas outras duas ocorrências de *chatter*, verificaram-se instabilidades para $n = 2400$ rpm e $n = 3600$ rpm. Possivelmente o aumento da profundidade de corte axial (a_p) causou um deslocamento da posição da condição no diagrama de lóbulos, ultrapassando o limite de estabilidade.

8.4 Correlação entre Rugosidade R_a e Vibração D_1 em Condições Estáveis

Em geral, houve pouca relação entre os parâmetros de vibração (aproximação A_4 e detalhamento D_1 da força resultante F_U) e a rugosidade da superfície fresada. No entanto, em uma situação, encontrou-se uma correlação forte entre as vibrações em alta frequência (D_1) e a rugosidade média (R_a). A Figura 8.23 apresenta a correlação encontrada entre a rugosidade média “ R_a ” e o parâmetro “ $D_{1(RMS)}$ ” para as condições de corte estáveis da ferramenta com raio de ponta $r_\varepsilon = 1,2$ mm e comprimento da fresa em balanço $L_H = 60$ mm.

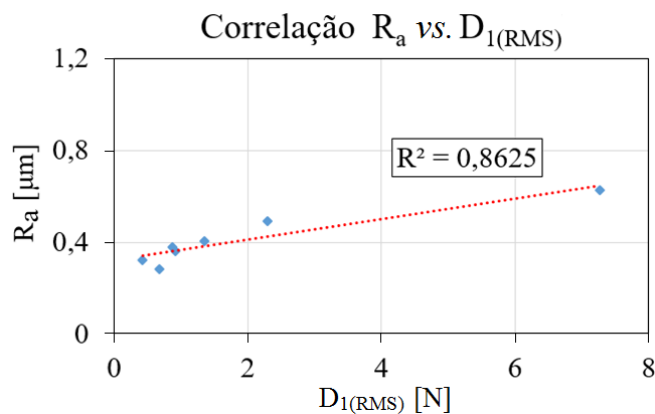


Figura 8.23 – Correlação entre R_a e D_1 para $r_\varepsilon=1,2$ mm e $L_H=60$ mm.

Os valores apresentaram uma relação linear com um coeficiente de determinação $R^2 = 86,25\%$ (correlação $R = 92,87\%$). Como foi aplicado mesmo raio de ponta ($r_\varepsilon = 1,2$ mm) e mesmo avanço por dente ($f_z = 0,08$ mm/dente) nessas condições, essa correlação pode ter ligação com a vibração apresentada, porém ainda dentro do regime estável. Quando o corte entra em regime instável, os valores de “ R_a ” aumentam pouco, enquanto que os de “ $D_{1(RMS)}$ ” crescem exponencialmente, não mantendo a correlação encontrada. Isto mostra que, apesar de não ser prevista em equações teóricas de rugosidade, a condição de alta vibração, em regime estável, pode ser correlacionada com a rugosidade e ter influência na superfície usinada. Dessa forma, pode ser prevista e evitada, uma vez que piora a qualidade do processo.

9 CONCLUSÕES

A partir dos resultados encontrados, pode-se afirmar que a Transformada de Wavelet Discreta (DWT) pode evidenciar a presença de vibrações em condições instáveis no processo de fresamento frontal apenas pela análise de altas frequências. A DWT pode separar faixas de frequências diferentes, mostrando aspectos definidos que não eram claramente visíveis em um sinal, como intensidades em altas frequências caracterizadas pelo detalhamento do sinal.

As análises das faixas de vibração em baixas frequências (até 225 Hz, até 450 Hz e até 675 Hz, para 1200, 2400 e 3600 rpm, respectivamente) e em altas frequências (de 900 a 1800 Hz para 1200 rpm, de 1800 a 3600 Hz para 2400 rpm e de 2700 a 5400 Hz para 3600 rpm) podem ser interessantes para o objetivo em foco. Alguns fenômenos, como, por exemplo, o encruamento do aço inoxidável austenítico, pode gerar determinadas excitações, ocorrendo em distintas frequências, o que pode ser observável pelas aproximações e detalhamentos da DWT, separando-as do sinal.

Em condições estáveis, a intensidade da força de usinagem resultante (F_U) está relacionada às vibrações em baixa frequência em sua maior parte. Já em condições instáveis, as vibrações de altas frequências tomam maior importância no processo devido ao seu crescimento praticamente exponencial.

O regime de estabilidade é dado por um conjunto de fatores. Verificou-se que a profundidade de corte axial, a rotação (ou velocidade de corte), o raio de ponta da ferramenta e o comprimento da haste em balanço da mesma afetaram a estabilidade do processo.

O parâmetro analisado que mais evidenciou uma relação com a vibração em baixa e alta frequência foi a profundidade de corte axial (a_p). Em baixas frequências, a vibração aumenta linearmente com o aumento de “ a_p ” e, em altas frequências, a vibração cresce em maior intensidade para condições instáveis.

O comprimento da haste da fresa em balanço (L_H) apresentou maior influência em condições limites de estabilidade. Diferentemente do esperado, nem sempre um maior valor de “ L_H ” causa maior vibração. Isso pode estar atrelado com a combinação entre as frequências naturais do sistema e a frequência de excitação do sistema, entrando em fase.

Quanto à rotação (n) da ferramenta, o baixo nível fez a vibração aumentar em profundidades de corte menores. Baixos valores de “ n ” influenciaram negativamente na formação do cavaco, avaliada pela rugosidade. A utilização de uma velocidade de corte menor que a recomendada pelo fabricante aparentemente teve um efeito ruim no acabamento.

O raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) teve influência sobre a baixa e a alta frequência de vibração. Para baixas frequências, verificou-se maior influência de “ r_ϵ ” em menores valores de “ a_p ”. Para altas frequências, a substituição de “ r_ϵ ” pode definir um regime estável ou instável.

Quanto ao acabamento da superfície usinada, os parâmetros de rugosidade média (R_a) e média parcial (R_z) representaram certa aleatoriedade devido às características de alta formação de rebarba do aço inoxidável austenítico AISI 316. No geral, não houve tendência na comparação dos diferentes raios de ponta (r_ϵ). Dentre os parâmetros de corte analisados, a rotação foi o que mais influenciou a rugosidade. Maiores valores de “ n ” melhoraram a textura. Menores valores de “ n ” representaram maior tendência à má formação de cavaco e rebarbas na superfície. O comprimento da haste (L_H) não mostrou influência sobre a rugosidade.

Nas condições de instabilidade, a força resultante (F_U) está mais relacionada com as altas frequências de vibração. Logo, apenas um monitoramento da parcela de altas frequências pode detectar presença de instabilidades evitando que o processo entre em região instável, causando péssimo acabamento da superfície usinada e uma possível quebra da ferramenta.

As instabilidades podem ter maior influência na ondulação do perfil usinado que no valor da rugosidade em si. Também foi perceptível que a rugosidade média (R_a) pode ser correlacionada com grandes níveis de vibração em alta frequência, mas ainda em zona estável.

9.1 Trabalhos futuros

Como sugestão para trabalhos futuros, pode-se:

- Avaliar a influência do avanço nas vibrações e no acabamento.
- Avaliar mais profundamente o comportamento da formação do cavaco do aço inoxidável a baixas velocidades de corte.
- Determinar a influência dos níveis de vibração na vida da ferramenta de corte, no processo de fresamento frontal.
- Determinar os limites de estabilidade de corte, a partir de um experimento com variação contínua da profundidade de corte axial (fresamento em rampa).
- Determinar as frequências naturais do sistema e analisar em que profundidade e rotação a frequência de excitação torna o processo instável e determinar o diagrama de lóbulos de estabilidade do sistema.
- Verificar se a correlação entre o detalhamento D_1 (vibração em altas frequências) e a rugosidade média R_a se mantém para outros níveis de alta vibração e zona estável.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT NBR ISO 4287. **Termos, Definições e Parâmetros de Rugosidade. Especificações Geométricas do produto (GPS) – Rugosidade - Método do Perfil**, 18p., 2002.
- Addinson, N. **The illustrated wavelet transform handbook**. New York: Taylor & Francis, 2002.
- ASM. **Metals Handbook**. 10. ed.: Machining, v. 16, 1995.
- Atlas. **Technical Handbook of Stainless Steel**. 2010. Atlas Steel, 2010. Disponível em: <www.atlassteels.com.au>. Acesso em: 23 fev. 2016.
- 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.
- Budak, E., Tunc L. T. Identification and modeling of process damping in turning and milling using a new approach. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**. v.59, n.1, p. 403-408, 2010.
- Byrne, G.; Dornfeld, D.; Inasaki, I.; Ketteler, G.; König, W.; Teti, R. Tool condition monitoring (TCM) – the status of research and industrial application. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, v.44, n.2, p. 541-567, 1995.
- Cabrera, C. G. A. **Identificação de Chatter no Fresamento a Partir da Análise Wavelet da Força de Usinagem**, dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, Instituto Alberto Luiz Coimbra - UFRJ, Rio de Janeiro, p. 97, Maio 2015.
- Camacho, P. Y. S. et al.. Tool breakage detection in CNC high-speed milling based in feed-motor current signals. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v. 53, p. 1141-1148, Agosto 2010.
- Cheng, K. **Machining Dynamics - Fundamentals, Applications and Practices**. Londres: Springer, 2009.
- Choi, Y.; Narayanaswami, R.; Chandra, A. Tool wear monitoring in ramp cuts in end milling using the wavelet transform. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 23, p. 419–428, 2004.
- Cohen, L., Time frequency distributions a review. **Proc IEEE 77(7)**, p. 941-981, 1989.
- Daubechies I., Orthonormal bases of compactly supported wavelets. **Communications on Pure and Applied Mathematics**, v.41, n.7, p. 909-996, October, 1988.
- Daubechies, I., The wavelet transformation, time–frequency localization and signal analysis. **IEEE Transactions on Information Theory 36** , p. 961–1005, 1990.

DIN 4776. **Determination of surface roughness parameters R_K , R_{PK} , R_{VK} , M_{r1} , M_{r2} serving to describe the material component of the roughness profile**, Deutsches Institut für Normung E.V. (DIN), 1990.

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

Elbestawi M. A., Papazafiriou T. A., Du R. X. In-Process Monitoring of Tool Wear in Milling Using Cutting Force Signature. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 31, 11 Maio 1991. pp.55-73.

Faassen, R. P. H. **Chatter prediction and control for high-speed milling: modelling and experiments**. Technische Universiteit Eindhoven, 2007.

Ferraresi, D., **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, 16ª Reimpressão, São Paulo: Blucher, 2013.

Gao R. X., Yan R. **Wavelets - Theory and Applications for Manufacturing**. New York: Springer Science+Business Media, LLC, 2011.

Huang, T.; Chen, Z.; Ding, H. Active control of an AMBs supported spindle for *chatter* suppression in milling process. **Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control**, v. 137, p. 11, Agosto 2015.

Kalpakjian, S., Schmid, S. R., **Manufacturing Engineering and Technology**, 6.ed., Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2010.

Kistler. **Cutting Force Measurement: Precise Measuring Systems for Metal-Cutting**, Winterthur, Switzerland, 44 p., 2009.

Klocke, F., **Manufacturing Processes 1: Cutting**, RWTH-Aachen, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.

Klocke, F.; Reuber, M.; Kratz, H. Application of a wavelet-base signal analysis for evaluating the tool state in cutting operations. **IECON 2000, in :Twenty-sixth Annual Conference of the IEEE**, v. 3, p. 1967–1972, Outubro 2000.

Kuljanic, E.; Totis, G.; Sortino, M. Multisensor approaches for *chatter* detection in milling. **Journal of Sound and Vibration**, v. 312, p. 672–693, Maio 2008.

Kunpeng, Z.; San, Yoke Wong; Soon, Geok Hong. Wavelet analysis of sensor signals for tool condition monitoring: A review and some new results. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 7-8, p. 537–553, Junho 2009.

Lima D.O., Araujo A.C., Silveira J.L.L. Influência da Profundidade de Corte e do Avanço na Força de Corte no Fresamento de Faceamento. **7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (Anais do VII CONEM)**, São Luís, MA., 31 de Julho a 3 de Agosto de 2012.

Machado A. R., Abrão A. M., Coelho R. T., Silva M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2ª edição. ed. São Paulo – SP: Blucher, 2011.

Mackenzie, D. Wavelets: seeing the forest and the trees. **National Academy of Science**, Washington, 2001. 1-8.

Mallat, S. G. A Theory for Multiresolution Signal Decomposition: The Wavelet Representation. **IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence**, v. II, n. 7, p. 674-693, 1989.

Mallat, S. G. A Wavelet Tour of Signal Processing., S. D. C. **A wavelet tour of signal processing**. San Diego, CA: Academic, 2008.

Misiti M., Misiti Y., Oppenheim G., Poggi J. M.. **Wavelet Toolbox User's Guide**. Natick, MA: MathWorks, 2014.

Mitutoyo. **Surface Roughness Measurement – Pratical tips for laboratory and workshop**. Mitutoyo America Corporation, 2009.

Mitutoyo. **SJ-201 Surface Roughness Tester – User Manual**. Mitutoyo America Corporation, USA, 2004. Disponível em: https://www.atecorp.com/ATECorp/media/pdfs/data-sheets/Mitutoyo-SJ-201P_Datasheet.pdf

NI, **Aliasing and Sampling at Frequencies Above the Nyquist Frequency**. National Instruments, 2014. Disponível em: <http://www.ni.com/white-paper/3000/en/>. Acesso em: 07 mar. 2016.

Peixoto, M. **Análise de Estabilidade Dinâmica do Fresamento de Topo de Placas Considerando o Amortecimento do Processo**, Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica. Universidade do Estado de Santa Catarina, Joinville, 2013.

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

Polli, M. L. **Análise da Estabilidade Dinâmica do Processo de Fresamento a Altas Velocidades de Corte**. Doutorado (Tese) em Engenharia Mecânica, POSMEC, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Fevereiro 2005.

Quintana J., Ciurana G. Chatter in machining processes: A review. **International Journal of Machine Tools & Manufacture** **51**, v. 363-376, 2011.

Rahnejat H., **Tribology and Dynamics of Engine and Powertrain - Applications and Future Trends**, 1ª Edição. Editora Woodhead, 2010.

Rashid, A.; Nicolescu, C. M. Design and implementation of tuned viscoelastic dampers for vibration control in milling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 1036–1053, Janeiro 2008.

Rodriguez, V. et al.. Roughness Measurement Problems In Tribological Testing. **Sustainable Construction and Design**, p. 115-121, 2011.

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

Sandvik., **Manual Técnico de Usinagem**. São Paulo: Sandvik Coromant, 2012.

Shao, H.; Liu, L.; Qu, H. L., Machinability study on 3%Co–12%Cr stainless steel in milling. **Wear**, n. 263, p. 736–744, Maio 2007.

Stephenson, D.A., Agapiou J. S., **Metal cutting theory and practice**. 2ª Edição. ed. Taylor & Francis Group, 2006.

Tangjitsitcharoen, S.; Saksri, T.; Ratanakuakangwan, S. Advance in *chatter* detection in ball end milling process by utilizing wavelet transform. **Journal of Intelligent Manufacturing**, Nova York, p. 15, Julho 2013.

Tarng, Y. S., Lee, B. Y., A sensor for the detection of tool breakage in NC milling. **Journal of Materials Processing Technology**, 1993. 259–272.

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. Disponível em: <<http://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/>>.

Tavares, S. M. O., **Analysis of surface roughness and models of mechanical contacts** (Dissertação). Facoltà di Ingegneria – Università di Pisa – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Pisa, 2005.

Teti, R. et al.. Advanced monitoring of machining operations. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, n. 59, p. 717–739, 2010.

Walter., **General Catalogue - A Compendium of Expertise in Machining, Turning, drilling, threading, milling, adaptors**. Tübingen, Germany. Walter Tools, 2012.

Yusuf, A. **Manufacturing automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design**. Cambridge University Press, 2000.

Zhu, R.; Kapoor, S. G.; Devor, R. E. A model based monitoring and fault diagnosis methodology for free form surface machining. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 125, p. 397-404, Julho 2003.

ANEXO

Anexo I: Algoritmo para determinação da curva de Abbot-Firestone [Tavares, 2005].

```

%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
axis([0 100 minr maxr])
xlabel('%')
ylabel('micron m')
title('Abbot-Firestone Curve');
%===Probability Distribution Function===
temp=maxr;
adf=zeros(resolution+1,1);
j=1;
while temp>0
    for i=1:dis
        if rug(i)>temp
            adf(j)=adf(j)+1;
        end
    end
    j=j+1;
    temp=temp-increment;
end;
while temp>minr
    for i=1:dis
        if rug(i)<temp
            adf(j)=adf(j)+1;
        end
    end
    j=j+1;
    temp=temp-increment;
end;
A=sum(adf)*increment; %area of the adf
%normalizing adf
for i=1:resolution+1
    adf_n(i)=adf(i)/A;
end

```

```

end
subplot(1,2,2)
area(adf_n,abbot_y);
axis([0 max(adf_n)+0.1 minr maxr])
ylabel('micron m')
title('Amplitude Distribution Function (ADF)');

%====Algorithm for calculation of Rk parameters
inte=fix((resolution+1)*0.4);
for i=1:fix((resolution+1)*0.6)
    m(i)=(abbot_y(i)-abbot_y(i+inte))/(abbot(i)- abbot(i+inte));
end
a=find(m==max(m));
c=abbot_y(a(1))-abbot(a(1))*m(a(1));
%y=mx+c
j=1;
for i=1:(resolution+1)
    line(i)=m(a(1))*abbot(i)+c;
end
for i=1:(resolution)
    if or(or(line(i)>abbot_y(i)& line(i+1)<abbot_y(i+1),line(i)<abbot_y(i)&
line(i+1)>abbot_y(i+1)),line(i)==abbot_y(i))mr(j)=abbot(i);
rk(j)=abbot_y(j);
    j=j+1;
end
end
Mr1=min(mr)
Mr2=max(mr)
Rk=max(rk)-abs(min(rk))
clear m;
m=find(abbot==Mr1);
A1=0;
for i=1:m(1)
    A1=A1+(abbot(i+1)-abbot(i))*(abbot_y(i)-abbot_y(m(1)));
end
clear m;
m=find(abbot==Mr2);
A2=0;
for i=m(1):resolution
    A2=A2+(abbot(i+1)-abbot(i))*(abs(abbot_y(i))-abs(abbot_y(m(1))));
end
Rpk=2*A1/Mr1
Rvk=2*A2/(100-Mr2)

```