

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

INFLUÊNCIA DO COMPRIMENTO DA HASTE DA FERRAMENTA DE CORTE NA VIBRAÇÃO
GERADA DURANTE O FRESAMENTO FRONTAL DO AÇO INOXIDÁVEL AISI 316

por

Felipe Cardoso Koch

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, 01 de dezembro de 2016.



Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Escola de Engenharia
Departamento de Engenharia Mecânica

INFLUÊNCIA DO COMPRIMENTO DA HASTE DA FERRAMENTA DE CORTE NA VIBRAÇÃO
GERADA DURANTE O FRESAMENTO FRONTAL DO AÇO INOXIDÁVEL AISI 316

por

Felipe Cardoso Koch

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
ENGENHEIRO MECÂNICO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Dr. Alcy Rodolfo dos Santos Carrara
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Projeto e Fabricação**

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Coorientador: Esp. Bruno Santana Sória

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Fabiano Disconzi Wildner

Prof. Dr. Heraldo José de Amorim

Prof. Dr. Tiago Becker

AGRADECIMENTOS

Ao professor André João de Souza, pela orientação.

Ao mestrando Bruno Santana Sória, pela coorientação e auxílio ao longo de todo o trabalho.

Ao técnico do Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS) da UFRGS Guilherme Vargas Schirmer e ao colega Jeison Patrick Sperotto, pelo auxílio na execução do experimento.

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

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

Aos meus pais Tarcísio Koch e Margarete Cardoso Koch, pelo apoio e compreensão.

À minha namorada Cândida Oliveira, por todo apoio e compreensão.

Aos meus familiares, por tudo.

Koch, F. C. **Influência do comprimento da haste da ferramenta de corte na vibração gerada durante o fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316**. 2016. 23 fls. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

RESUMO

O aço inoxidável austenítico sofre grandes deformações plásticas durante a usinagem, aumentando assim as forças e vibrações envolvidas no fresamento, podendo afetar a vida da ferramenta e a qualidade da superfície usinada da peça. Este material tem um alto grau de encruamento, variando os esforços de corte e fazendo com que a vibração durante sua usinagem seja estimulada. Assim, pretende-se avaliar os efeitos da variação das condições de usinagem sobre as vibrações e as rugosidades das superfícies geradas no fresamento frontal do aço inoxidável austenítico AISI 316. Para isso, utilizaram-se três níveis de rotação (1200, 2400 e 3600 rpm), três níveis de profundidade de corte axial (0,4; 0,8 e 1,2 mm) e três níveis de comprimento da haste (30, 45, 60 mm), totalizando 27 condições de corte. Para a usinagem empregou-se uma fresa de topo para dois insertos intercambiáveis de metal duro. Os dados de força foram captados nas três direções ortogonais através de um sistema de aquisição de sinais com sensor piezelétrico. Fez-se a análise baseando-se na força de usinagem (resultante). As vibrações geradas pelas variações das forças resultantes foram analisadas via Transformada Discreta de Wavelet através de software MATLAB separando-as em dois níveis de vibração: em alta frequência (detalhamento D_1) e em baixa frequência (aproximação A_3). As superfícies usinadas foram observadas por meio de um microscópio digital e a rugosidade quantificada através de um rugosímetro portátil. Verificou-se que a vibração em baixa frequência é mais afetada pela profundidade de corte. Em altas frequências, em maior profundidade de corte, a variação da rotação e do comprimento da haste mostraram influências na estabilidade. A rugosidade não mostrou grandes alterações pela variação de parâmetros. Para a rotação mais baixa ocorreu má formação do cavaco.

PALAVRAS-CHAVE: Fresamento frontal, Aço inoxidável austenítico, Comprimento da haste da fresa, Análise de vibração, Transformada Discreta de Wavelet.

Koch, F. C. **Influence of the tool length on the vibration generated during the end milling of AISI 316 stainless steel.** 2016. 23 fls. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

ABSTRACT

Austenitic stainless steel suffers great plastic deformation during the machining, increasing the forces and vibration in the front milling, affecting tool life and machined surface quality. This material has high degree of work hardening, increasing the amplitude of the force variation and, thus, stimulating vibration during cutting. Therefore, it is intended to evaluate the machining condition effects on vibration levels and surface roughness of the AISI 316 stainless steel front milling. For this, three levels of spindle speed (1200, 2400 e 3600 rpm), depth of cutting (0,4; 0,8 e 1,2 mm) and tool length (30, 45, 60 mm) were used, totalizing 27 cutting conditions. For the experiment, an end milling cutter with two carbide inserts were used. The force data were captured in the three orthogonal directions by a signal acquisition system with piezoelectric sensor. The analysis was based on the machining force (resultant). The vibration resultant was analyzed via Discrete Wavelet Transform through MATLAB software, separating into two levels of vibration: high frequency (Detail D_1) and low frequency (approximation A_3). The texture of machined surface was observed by means of a digital microscope and the roughness was measured by a digital surface roughness tester. It was verified that de low frequency vibration is more affected by the depth of cutting level. The high frequency vibration, in greater deep of cutting, the spindle speed and tool length variation showed influence on process stability. The roughness was not changed in great proportions by changing the parameters adopted. For lower spindle speed the chip did not form properly.

KEYWORDS: End milling, Austenitic stainless steel, Tool length, Vibration analysis, Discrete Wavelet Transform.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO.....	1
2	OBJETIVO.....	1
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	2
	3.1 Força de Usinagem.....	2
	3.2 Vibração no Fresamento.....	2
	3.3 Comprimento da Haste em Balanço da Fresa.....	4
	3.4 Acabamento Superficial.....	5
	3.5 Transformada Discreta de Wavelet.....	6
4	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	7
	4.1 Equipamentos e Materiais.....	7
	4.2 Metodologia.....	9
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	10
	5.1 Vibração em Baixa Frequência (cA_3).....	10
	5.2 Vibração a alta frequência (cD_1).....	11
	5.3 Acabamento das Superfícies Fresadas.....	12
	5.4 Análise dos Passes com Maior Vibração.....	12
6	CONCLUSÕES.....	14
	REFERÊNCIAS.....	14
	APÊNDICES.....	16

1 INTRODUÇÃO

A usinagem é um dos processos de fabricação mais utilizados na indústria metal-mecânica. A partir de operações de desbaste e/ou acabamento, consegue-se gerar peças, modificando a forma, as dimensões e obtendo acabamento de peças com tolerâncias aceitáveis. Tal área é bastante versátil, produzindo peças de alta a baixa responsabilidade, tanto em produção seriada como protótipos para aplicações específicas [Childs *et al.*, 2004].

O processo de usinagem por fresamento é amplamente utilizado por fabricar peças de diferentes tipos de superfícies. Através de uma ferramenta rotativa (fresa) que se desloca por movimentos de avanço e corte, obtém-se uma superfície a partir da remoção de material. A partir das características geométricas do processo consegue-se atingir diversas possibilidades de superfícies geradas. A fresa possui uma ou mais arestas cortantes dispostas simetricamente em torno de seu eixo geratriz. Dessa forma, sua taxa de remoção do material é alta se comparada a outros processos de usinagem [Machado *et al.*, 2009; Diniz *et al.*, 2013].

O fresamento frontal caracteriza-se por gerar superfícies planas ao realizar o corte de material no sentido perpendicular ao eixo de simetria da fresa. Algumas peças (principalmente de não revolução e não planas) só podem ser geradas por esta operação [Diniz *et al.*, 2013].

O comportamento das operações de fresamento em aço inoxidável é muito estudado devido à grande aplicação dessas na indústria. Dependendo de sua composição química, este aço pode ser dividido basicamente em três classes: ferríticos, martensíticos e austeníticos. Os austeníticos possuem teores de cromo, níquel e/ou manganês como principais elementos de liga; são caracterizados por terem excelente resistência à corrosão e, em alguns casos, boa conformabilidade e boa resistência ao trabalho a frio. No aço AISI 316 ainda é adicionado molibdênio para aumentar a resistência à oxidação. Aplicado em equipamentos para indústrias farmacêuticas, têxteis e de petróleo e como peças e componentes diversos em construção naval, equipamentos criogênicos e cirúrgicos [CSSP, 2016; Kloeckner Metals, 2011].

Comparados aos aços ao carbono, os aços inoxidáveis austeníticos são materiais de difícil usinagem pelo fato de possuírem baixa condutividade térmica, alta tenacidade (adição de níquel) e alta taxa de encruamento (adição de manganês)¹, gerando cavacos longos e dúcteis. Isso faz com que a vida da ferramenta e a qualidade superficial da peça fique prejudicada, comparando com o aço carbono. Dessa forma, os parâmetros para esses tipos de aço são então restritos a uma faixa menor de possibilidades [Klocke, 2011; Sandvik, 2012].

O processo de formação do cavaco nos aços inoxidáveis austeníticos pode gerar vibrações durante a usinagem, afetando a qualidade da peça gerada e a estrutura da máquina-ferramenta, diminuindo a produtividade do processo. O controle da vibração é um fator importante, principalmente na usinagem de moldes e matrizes, onde se tem a necessidade de usar ferramentas longas e de raios pequenos. Com o aumento da cavidade de corte, aumenta-se também o balanço da ferramenta e, por conseguinte, a vibração no sistema. O comprimento em balanço da fresa é um importante parâmetro dentro do processo de fresamento, podendo limitar o acabamento obtido devido a vibrações induzidas. As deflexões estáticas podem alterar a dinâmica do processo, gerando erros dimensionais na peça [Cheng, 2009; Altintas, 2012].

2 OBJETIVO

Analisar as influências das alterações dos parâmetros de entrada do processo (rotação e profundidade de corte axial) e do comprimento da haste da ferramenta sobre os parâmetros de saída (força, vibração e rugosidade) gerados pelo processo de fresamento frontal de aço inoxidável austenítico AISI 316 através da Transformada Discreta de Wavelet.

¹ Os aços austeníticos com manganês possuem, à temperatura ambiente, austenita metaestável (mole e dúctil). Na usinagem, a austenita se transforma em martensita estável. Esta transformação leva a um endurecimento na região de corte, que exige a utilização de pequenas velocidades de corte. Para manter o percurso de corte do material endurecido pequeno, é aconselhável o emprego de grandes avanços. Entretanto, deve-se evitar a ocorrência de grandes solicitações à ferramenta de corte [Klocke, 2011].

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Força de Usinagem

A força de usinagem representa a reação da peça na ferramenta na aresta cortante. A princípio não podemos afirmar nada sobre a direção e o sentido dessa força, portanto não podemos trabalhar com a força de usinagem e sim com as componentes da força em direções conhecidas e que melhor se ajustam ao tipo de usinagem [Diniz *et al.*, 2013].

No fresamento frontal, a espessura do cavaco afeta os valores das componentes da força de usinagem e é variável durante o corte, dependente do ângulo de contato do dente com a peça (φ). Na entrada da aresta de corte na peça, no início do corte, o ângulo é nulo. À medida que o corte vai sendo realizado, esse ângulo vai crescendo, fazendo crescer também a espessura do cavaco. No centro do corte, a espessura de cavaco é máxima e equivale ao avanço por dente (f_z). A partir desse ponto, a espessura do cavaco vai reduzindo até a saída da aresta da peça. Dessa forma, a espessura do cavaco pode ser então calculada em função do avanço por dente e da posição angular da aresta pela Equação (3.1) [Lima *et al.*, 2012]:

$$h(\varphi) = f_z \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (3.1)$$

Assim, a força de usinagem pode ser decomposta em três direções: radial (F_r), tangencial (F_t) e axial (F_a). Estas componentes estão relacionadas com a espessura do cavaco (h), a profundidade de corte axial (a_p) e suas respectivas pressões específicas de corte nessas três direções (K_r , K_t , K_a) pela Equação (3.2) [Lima *et al.*, 2012]:

$$F_i = K_i \cdot a_p \cdot h(\varphi) \quad (3.2)$$

onde i representa a direção (radial, tangencial e axial).

A força de usinagem resultante (F_R) pode ser decomposta, também, em três eixos fixos x , y e z , calculadas pela Equação (3.3):

$$F_R = \sqrt{(F_r)^2 + (F_t)^2 + (F_a)^2} = \sqrt{(F_x)^2 + (F_y)^2 + (F_z)^2} \quad (3.3)$$

3.2 Vibração no Fresamento

Durante o corte, uma parte da energia gerada no processo é dissipada através de deformação do material, atrito entre peça e ferramenta e ferramenta e cavaco, e outra parte é transferida para o sistema, gerando vibrações. Esse efeito pode comprometer o acabamento superficial da peça, causar avarias na ferramenta de corte e, se persistir por longo tempo, reduzir a vida útil dos rolamentos do eixo-árvore da máquina-ferramenta. A máquina operatriz, a ferramenta, a peça e os sistemas de fixação da ferramenta e da peça formam um sistema dinâmico complexo, sujeito a vibrações durante o corte pela variação da força de usinagem e a sua rigidez afeta diretamente a intensidade e frequência da vibração [Aguiar, 2012].

As propriedades dinâmicas fundamentais de qualquer sistema mecânico são: massa (m), rigidez (k) e amortecimento (c). Assim, este sistema está sujeito a três tipos de vibração: livre, forçada e autoexcitada (regenerativa ou *chatter*). A vibração livre caracteriza-se quando o sistema vibra só pelas condições iniciais, causada por um impulso de força simples e podendo ser facilmente amortecida. A vibração forçada é causada por forças externas contínuas, variando periodicamente e produzindo resposta de mesma frequência de excitação. Esta vibração torna-se crítica quando sua frequência de excitação se aproxima da frequência natural do sistema, causando o fenômeno da ressonância e afetando o acabamento da peça, podendo levar a erros dimensionais, embora que o processo continue estável [Rao, 2008; Cheng, 2009].

Uma fonte de vibração forçada causa o efeito de ondulação na superfície da peça, resultante da passagem do dente. O dente seguinte, também causará essa mesma ondulação na peça. Se outra fonte de vibração forçada causar a diferença de fase entre as duas

ondulações dos dois dentes, elas podem amplificar o nível de vibração. Caso essa oscilação encontre-se próxima a frequência estrutural do sistema, pode ocorrer processo de instabilidade. Essas vibrações elevam as componentes de força afetando a qualidade superficial e dimensional da peça [Altintas, 2012].

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 (3.4):

$$f_d = \frac{n \cdot z}{60} \quad (3.4)$$

A vibração *chatter* ocorre quando mais de uma fonte de vibrações forçadas entram em fase, levando a grandes intensidades de força e níveis de vibrações. Isso pode ocorrer quando o amortecimento do sistema não é suficiente para absorver a energia proveniente do corte. A vibração *chatter* limita os processos de usinagem, devido à variação na força de corte, o que pode levar a péssimo acabamento gerado na superfície usinada da peça e redução da vida da ferramenta de corte [Cheng, 2009; Faassen, 2007]. Para ilustrar, a modelagem do sistema mecânico para o fresamento nas direções x e y é representada pela Figura 3.1a, enquanto que a Figura 3.1b ilustra a defasagem (ε) entre dentes consecutivos.

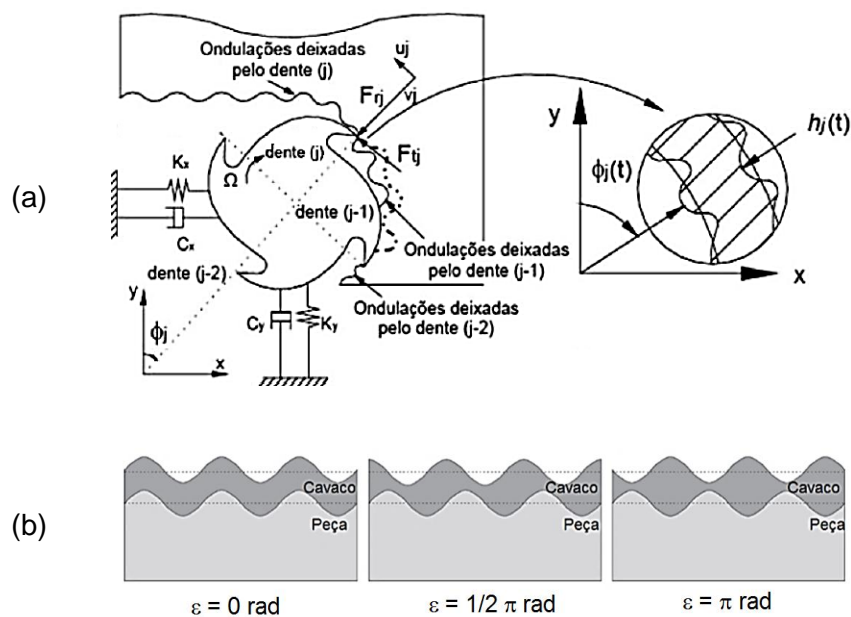


Figura 3.1 – Modelagem do sistema: (a) efeito da vibração [adaptado de Altintas, 2012]; (b) mudança de fase entre dois dentes [adaptado de Faassen, 2007].

Um sistema dinâmico é dito estável quando sua resposta ao longo do tempo converge para o equilíbrio, já os sistemas instáveis com o passar do tempo divergem e sua amplitude aumenta, um sistema mecânico pode vir a se tornar instável quando houver energia regenerativa alimentando o sistema [Rao, 2008].

Os parâmetros de usinagem no fresamento que mais influenciam na vibração *chatter* são a profundidade de corte axial (a_p) e a velocidade de corte (v_c). A variação da profundidade de corte axial é diretamente proporcional à variação da força de corte; para um valor suficientemente pequeno, o processo será sempre estável. A velocidade de corte afeta a estabilidade de duas maneiras: a primeira, em baixas velocidades de corte ($v_c \cong 25$ m/min), está associada ao processo de amortecimento do sistema; a segunda em altas velocidades de corte e está associada à diferença de fase entre as oscilações do corte [Polli, 2005].

O diagrama de lóbulos (Fig. 3.2) é uma ferramenta onde se determina o limite de estabilidade de determinado processo, em função da rotação da ferramenta com a

profundidade axial de corte. Isso ajuda na seleção de parâmetros de corte para se conseguir uma maior taxa de remoção de material dentro da zona estável de corte, reduzindo os tempos de usinagem. Ele consiste em uma linha que separa a região estável (abaixo da linha) da instável (acima da linha). Sua construção é complexa e deve-se ter um conhecimento prévio de alguns fatores como a função de resposta da frequência da ferramenta de corte, porta ferramenta, máquina-ferramenta e material da peça, a fim de determinar quais níveis de frequências mais afetarão a estabilidade [Cabrera, 2015].

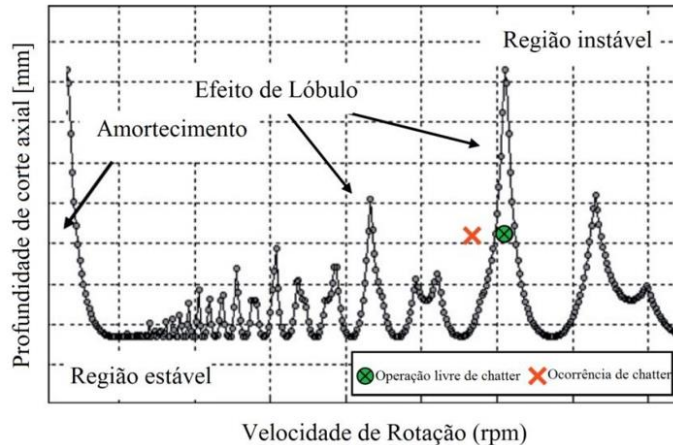


Figura 3.2 – Diagrama de lóbulos de estabilidade [adaptado de Quintana e Ciurana, 2011].

3.3 Comprimento da Haste em Balanço da Fresa

O adequado posicionamento da ferramenta tem relação com a qualidade e precisão das peças usinadas. Deformações estruturais causadas por variações térmicas e solicitações mecânicas durante o corte contribuem para uma baixa qualidade superficial e desvios de dimensões desejadas. Erros como esses podem ocorrer também devido às deflexões causadas na ferramenta pela força de corte. Fresas de topo geralmente são a parte mais flexível do sistema, intensificada por uma relação comprimento/diâmetro (H/d) mais elevada [Polli, 2005]. A Figura 3.3 representa a deflexão estática causada pela força de corte.

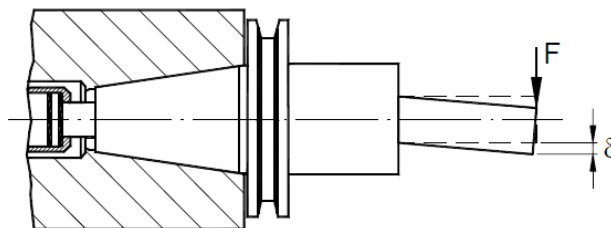


Figura 3.3 – Deflexão estática devido à força de corte [adaptado de Polli, 2005].

O modelo mais usado para o estudo de deflexão é o que considera a ferramenta fixada no suporte porta-ferramenta como um cilindro engastado, simplificando as equações (deflexão estática). Com isso, o modelo não inclui considerações dinâmicas, mas se aproxima das condições de maneira coerente para pequenos valores de a_p . Como visto no diagrama de lóbulos, nessas condições, o sistema mantém-se estável, mostrando mais significância à deflexão estática que à dinâmica [Aguiar, 2012].

Ao se modelar a fresa como cilindro maciço engastado de seção circular, esta seção possui momento de inércia (I) representado pela Equação (3.5), onde d é o diâmetro da fresa.

$$I = \frac{\pi \cdot d^4}{64} \quad (3.5)$$

Assim, o coeficiente de rigidez elástica (k) da fresa com comprimento em balanço H é representado pela Equação (3.6):

$$k = \frac{3 \cdot E \cdot I}{H^3} = \frac{3\pi \cdot E \cdot d^4}{64 \cdot H^3} = 6,79 \left(\frac{E \cdot d^4}{H^3} \right) \quad (3.6)$$

Onde E é o módulo de elasticidade.

A fresa modelada com rigidez elástica k quando submetida a um esforço F na extremidade gera uma deflexão estática δ conforme Equação (3.7):

$$\delta = \frac{F}{k} = 6,79 \left(\frac{F}{E} \right) \left(\frac{H^3}{d^4} \right) \quad (3.7)$$

Logo, mantendo as mesmas condições e aumentando o comprimento da haste em balanço (H), é observável pelas Equações (3.6) e (3.7) uma redução na rigidez (k) e uma ampliação na deflexão (δ) da fresa.

A frequência natural f_n também é modificada com a variação do comprimento da haste em balanço da fresa (H) conforme Equação (3.8):

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} = \left(\frac{d}{8\pi \cdot H^2} \right) \sqrt{\frac{3 \cdot E}{\rho}} \quad (3.8)$$

Onde ρ é a massa específica da fresa.

3.4 Acabamento Superficial

O acabamento de uma superfície usinada pode ser caracterizado por vários fatores e os principais parâmetros para sua caracterização são rugosidade, ondulações, marcas e falhas. Porém, comumente se utiliza na indústria a rugosidade, que representa erros microgeométricos na superfície resultantes do processo de corte. As ondulações, por sua vez, consistem em desvios de forma (ou erros macrogeométricos) e podem ter origem por efeitos de vibrações ou deflexões da ferramenta e/ou peça [Shaw, 2005; Machado *et al.*, 2009].

Vários parâmetros de rugosidade podem ser utilizados para a sua caracterização. Um dos mais utilizados é o desvio médio aritmético ou rugosidade média (R_a), Figura 3.4. A rugosidade R_a considera a média dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem, em relação à linha média do perfil primário. Esse parâmetro é de fácil definição e medição que 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].

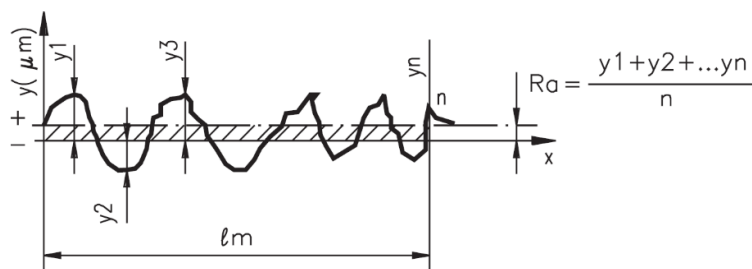


Figura 3.4 – Definição do parâmetro de rugosidade R_a [Tavares, 2012].

Conforme Machado *et al.*, 2009, a rugosidade média teórica ($R_{a(teor)}$) pode ser calculada no fresamento frontal por uma função do raio de ponta (r_ϵ) e avanço por dente (f_z) – ainda que a

rugosidade real possa divergir por alguns fatores como desgaste irregular das pastilhas, fluxo irregular de cavaco e fixação e/ou rigidez da peça e componentes. Assim, $R_{a(\text{teor})}$ pode ser calculada a partir da Equação (3.9):

$$R_{a(\text{teor})} = \frac{r_\varepsilon}{2} - \sqrt{2 \cdot \left(\frac{r_\varepsilon}{4}\right)^2 - \left(\frac{f_z}{4}\right)^2} \quad (3.9)$$

3.5 Transformada Discreta de Wavelet

Para análise do sinal captado em domínio do tempo, muitas vezes é transformado em domínio da frequência para captar alguma característica mais facilmente. Normalmente para essa finalidade se utiliza a Transformada de Fourier (FT). Porém as informações do domínio do tempo dos eventos ocorridos estão espalhadas por todas as componentes da transformada, não localizando no tempo (ou espaço). A Transformada Rápida de Fourier (STFT) divide em janelas pequenas de tempo para conseguir essa localização do evento no tempo. Ainda assim, FT não é considerada adequada para trabalhar com sinais não estacionários², típicos dos processos de usinagem [Aldroubi e Unser, 1996].

A Transformada de Wavelet (WT) tem como principal vantagem permitir que as informações sobre frequência e tempo sejam analisadas simultaneamente. Ela consegue separar os sinais de baixa frequência (variações lentas), que caracterizam o comportamento do sinal, das de alta frequência (variações rápidas), que fornecem os detalhes do sinal. A expressão Wavelet é definida como “pequena onda” ou função localizável no tempo e oferece possibilidade de representar sinais em diferentes componentes de frequência, permitindo assim, estudar cada componente separadamente conforme a escala correspondente e ainda interpretar de maneira mais eficiente sinais com variações de picos abruptos [Cabrera, 2015].

A ideia central da WT é usar como funções núcleos oscilações localizadas, diferenciando assim da FT que usa oscilações infinitas, para detectar precisamente oscilações locais nos sinais analisados. A “função base” da WT pode ser definida pela Equação (3.10):

$$\psi_{a,b}(t) = \frac{1}{\sqrt{a}} \cdot \psi\left(\frac{t-b}{a}\right) \quad (3.10)$$

O parâmetro de escala (a) determina a resolução de tempo (t) e a frequência da função base, ou “função mãe”. Este valor é inversamente proporcional à frequência. O parâmetro de deslocamento (b) determina o instante que inicia a oscilação. A letra (ψ) representa a função base utilizada, considerada uma função impulso [Cabrera, 2015].

A Transformada Discreta de Wavelet (DWT) utiliza um método de análise por multiresolução, criado por Stephane Mallat e Yves Meyer [Mallat, 2008]. Consiste em dividir cada nível de sinal (S) em aproximações (cA_i) e detalhamentos (cD_i). As aproximações possuem um alto fator de escala, mas com componentes de baixa frequência. Já os detalhamentos têm baixo fator de escala e componentes de alta frequência. O processo de filtragem do sinal, dividindo para componentes de baixa e de alta frequência, pode ser representado pela Figura 3.5.

Existem diversas funções bases estabelecidas na literatura e deve-se, portanto, escolher uma função que melhor se adapte ao sinal analisado. Dessa forma, deve-se testar cada função e analisar qual melhor se enquadra no sinal. Cada função base pode se adequar a um tipo diferente de sinal, dentre as mais utilizadas em processamento de sinais são as famílias Haar e Daubechies (db). A diferença entre as funções bases é o tipo de pulso aplicado ao sinal analisado [Misiti *et al.*, 2015].

² Os sinais não estacionários são aqueles que não apresentam as mesmas componentes de frequência durante sua duração; podem ser transientes (derivados de eventos únicos e não possuem característica periódica) ou contínuos (decorrentes de sinais aleatórios puros, ou seja, cada amostra se difere da outra, não satisfazendo as condições de normalidade e verificações estatísticas como média, variância, etc.) [ENSUS, 2016].

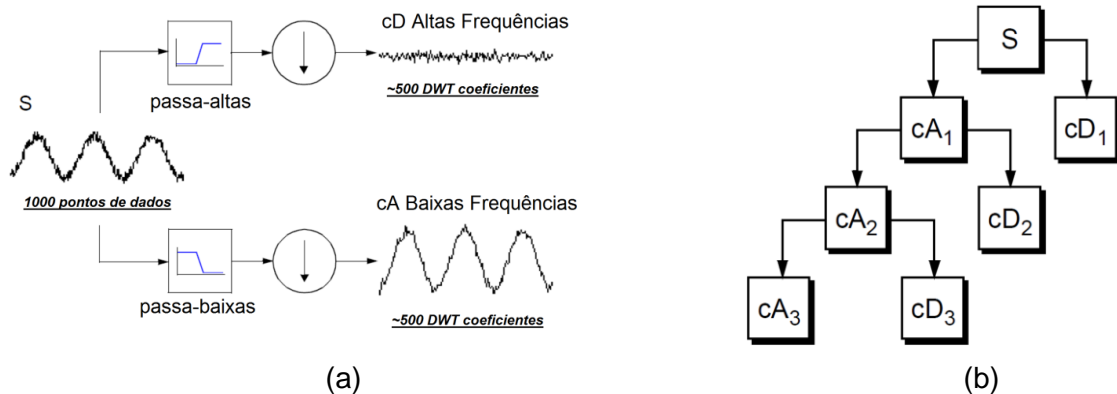


Figura 3.5 – DWT: (a) processo de filtragem; (b) nivelamento [adaptado de Misiti *et al.*, 2015].

4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

4.1 Equipamentos e Materiais

A máquina-ferramenta utilizada na experimentação foi o centro de usinagem ROMI modelo Discovery 308. Como corpos de prova foram utilizadas cinco chapas de aço inoxidável austenítico AISI 316 cujas dimensões 100 x 90 x 5 mm foram definidas de acordo com as dimensões do dinamômetro utilizado. Para fixação da chapa no dinamômetro, efetuaram-se quatro furos com 6 mm de diâmetro utilizados para fixação do conjunto por meio de parafusos. A Figura 4.1 ilustra a imagem do corpo de prova preparado para a usinagem (chapa com os furos de fixação) e o croqui do corpo de prova após a usinagem.

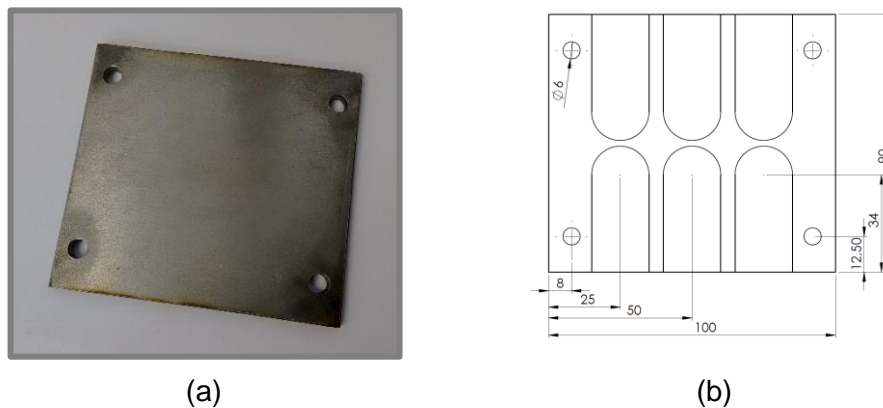


Figura 4.1 – Corpo de prova (CP): (a) imagem do CP preparado para usinagem; (b) croqui do CP pós-usinagem.

Para verificação da composição química das amostras, análises metalográficas e ensaios de dureza foram realizados no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF/UFRGS). A composição química foi analisada em um equipamento de leitura óptica usada para análise de metais, Spectrolab modelo LVFA18B. A Tabela 4.1 apresenta a composição química média encontrada de cada elemento químico.

Tabela 4.1 – Composição química aço AISI 316 (% massa).

Fe	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	Co	Cu	C	Outros
68,8	16,2	10,7	2,12	1,26	0,50	0,19	0,10	0,03	0,12

A medição da dureza do material foi realizada na máquina semiautomática EmcoTest modelo DuraVision DV30 com intervalo de carga de 10 a 3000 kgf e esfera com 2,5 mm. Após

a obtenção de cinco amostras, o resultado da medição de dureza do material para uma confiança de 95% foi $(199,4 \pm 2,0)$ HB.

A fresa de topo reto utilizada foi da Walter Tools com diâmetro de 20 mm, modelo Xtra-tec F4042R.W20.02. Esta ferramenta utiliza dois insertos. A profundidade máxima recomendada pelo fabricante da fresa é de até $a_p=8$ mm. Os insertos selecionados para o experimento foram os Tiger-tec Silver® ADMT10 WSM35, com raio de ponta $r_\epsilon = 0,8$ mm, ângulos de folga $\alpha = 15^\circ$ e ângulo de saída $\gamma = 16^\circ$. Esses insertos possuem cobertura PVD (deposição física a vapor) de $TiAlN + Al_2O_3$ (nitreto de titânio-alumínio e óxido de alumínio). São ferramentas classe M, para usinagem de aço inoxidável. A velocidade de corte inicial recomendada pelo fabricante do inserto é de 100 m/min, e o avanço recomendado de 0,08 mm/aresta [Walter, 2012].

A alteração do comprimento da haste (H) foi realizada em três níveis diferentes, modificando a altura com auxílio de dois calços cilíndricos torneados de alumínio para o experimento, com comprimentos de 15 e 30 mm e de mesmo diâmetro da fresa (20 mm), servindo assim de apoio. Dessa forma, variou-se o comprimento em 30 mm (sem calço), 45 mm (com calço de 15 mm) e 60 mm (com calço de 30 mm). A Figura 4.3 mostra as posições fixadas da ferramenta, os calços utilizados de apoio e a verificação dos erros de batimento nos experimentos (direções radial e axial).

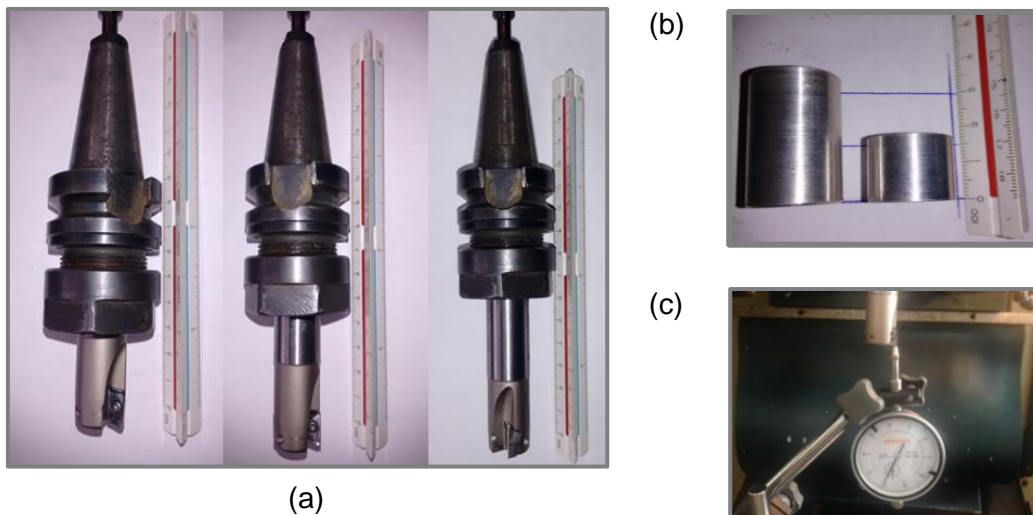


Figura 4.3 – Ajustes da ferramenta de corte: (a) comprimentos da fresa; (b) calços de apoio da haste; (c) verificação de batimento.

A Figura 4.4 esquematiza a arquitetura do sistema de aquisição dos sinais de força.

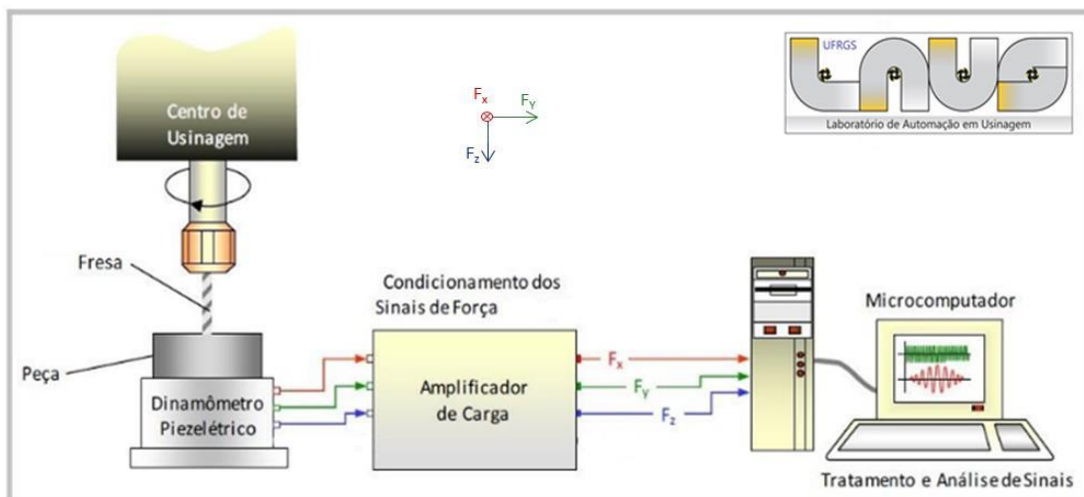


Figura 4.4 - Arquitetura do sistema de aquisição de sinais de força em fresamento.

A aquisição das componentes da força foi feita através de um dinamômetro piezelétrico Kistler modelo 9129AA. O condicionador de sinais usado foi o Kistler modelo 5070A. Como parte do sistema, o sinal condicionado é transferido para um microcomputador dedicado através de uma placa de aquisição de sinais PCIM-DAS 1602/16 da Measurement Computing, permitindo a captura de até 100 kS/s (100000 pontos por segundo). Os sinais de força foram processados e visualizados nas três direções ortogonais (F_x , F_y e F_z) com o auxílio do software LabVIEW® 8.6, utilizando uma VI (*Virtual Instrument*) específica para fresamento.

4.2 Metodologia

Os parâmetros utilizados no processo levaram em conta a potência útil fornecida pelo centro de usinagem (5,5 kW). A profundidade de corte axial levou em conta o raio de ponta da ferramenta, utilizando-se 50%, 100% e 150% do valor de $r_\epsilon = 0,8$ mm. O avanço por dente foi mantido constante em $f_z = 0,08$ mm (recomendado pelo fabricante). Também se variou em três níveis o comprimento da haste da ferramenta (H). A partir dessas combinações, geraram-se 27 combinações ou condições de corte (uma para cada passe). Todos os passes foram realizados a seco. A Tabela 4.2 mostra as diferentes combinações.

Tabela 4.2 – Parâmetros de usinagem para as 27 condições de corte ($f_z = 0,08$ mm/volta).

Passe	H [mm]	a_p [mm]	n [rpm]	Passe	H [mm]	a_p [mm]	n [rpm]	Passe	H [mm]	a_p [mm]	n [rpm]
1	30	0,4	1200	10	45	0,4	1200	19	60	0,4	1200
2			2400	11			2400	20			2400
3			3600	12			3600	21			3600
4		0,8	1200	13		0,8	1200	22		0,8	1200
5			2400	14			2400	23			2400
6			3600	15			3600	24			3600
7		1,2	1200	16		1,2	1200	25		1,2	1200
8			2400	17			2400	26			2400
9			3600	18			3600	27			3600

Selecionou-se uma taxa de aquisição de sinais proporcional à rotação da fresa a fim de obter 180 pontos por volta. Assim, para os três níveis de rotação (1200, 2400 e 3600 rpm), obteve-se 3,6, 7,2 e 10,8 kS/s respectivamente.

O pós-processamento dos dados foi feito via Microsoft Excel, selecionando-se 10000 pontos em uma região estável do sinal, excluindo-se os pontos na entrada e na saída da fresa na peça. Em seguida, calculou-se o valor da força de usinagem (F_R) a partir da Equação (3.3).

O tratamento dos sinais para análise de vibração em baixa e alta frequência a partir da força de usinagem (F_R) foi realizado via software MATLAB. A vibração foi analisada utilizando a DWT. Usou-se a família db6 por se adequar melhor ao sinal de força. A Figura A1 (Apêndice) mostra o comportamento das funções db1 a db6 no sinal de força. [Sperotto, 2016].

Como parâmetro de comparação, utilizou-se o detalhamento do primeiro nível da DWT (cD_1) para verificar a presença de altas frequências no sinal e do terceiro nível de aproximação (cA_3) para verificar o comportamento da vibração em baixas frequências. A Figura A2 (Apêndice) faz o comparativo das aproximações cA_1 a cA_5 da família db6. O terceiro nível de aproximação cA_3 foi o que melhor caracterizou o sinal [Sperotto, 2016].

Dessa forma, considerou-se dois níveis de frequência: alta frequência com detalhamento em primeiro nível (cD_1) e baixas frequências, com aproximações em terceiro nível (cA_3). Como considerou-se 180 pontos por volta em todos os passes, os níveis cA_3 determina frequências de até 11,25 pontos por volta e cD_1 com frequências de 45 a 90 pontos por volta.

A fim de caracterizar cada sinal, calculou-se o valor RMS de $N = 10000$ pontos encontrados para (cD_1) e (cA_3) em cada passe. A Equação (4.1) mostra como foi realizado o cálculo de cada parcela RMS, onde x_{RMS} é o sinal analisado.

$$x_{\text{RMS}} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i^2} = \sqrt{\frac{x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_n^2}{N}} \quad (4.1)$$

Ao final da usinagem, a rugosidade média (R_a) das superfícies usinadas de cada um dos 27 passes foi mensurada com o auxílio do rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P, empregando um comprimento de amostragem (*cut-off*) $\lambda = 0,8$ mm e um comprimento de medição $L = 5 \cdot \lambda = 4$ mm, valores recomendados para rugosidades médias R_a entre $0,1$ e $2 \mu\text{m}$ [ABNT NBR ISO 4287, 2002]. No procedimento de medição da rugosidade foram desprezadas as regiões da entrada e da saída da fresa na peça (20 mm de cada lado), medindo-se a região central do passe na direção de avanço. Assim, para cada amostra realizaram-se três medições, obtendo-se os valores médios de R_a . Para a análise óptica da superfície usinada foi usado o microscópio óptico digital USB Dino-Lite Pro, modelo AM-413ZT, com resolução de 1024×728 pixels e ampliações de 15x e 50x. A Figura 4.5 mostra o procedimento de medição da rugosidade e a análise óptica da superfície do corpo de prova.

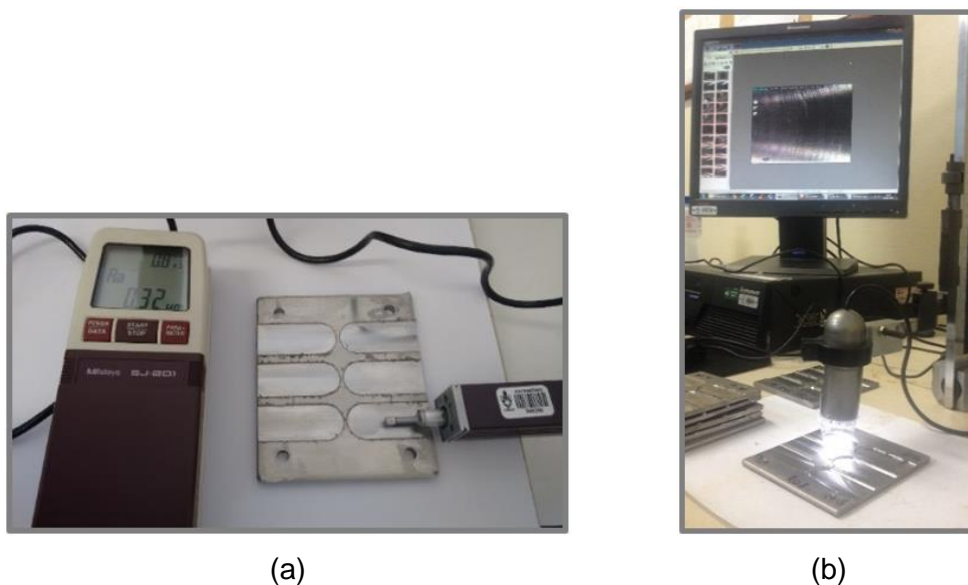


Figura 4.5 – Avaliação da qualidade da superfície usinada: (a) medição de rugosidades; (b) análise óptica da superfície.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 Vibração em Baixa Frequência (cA_3)

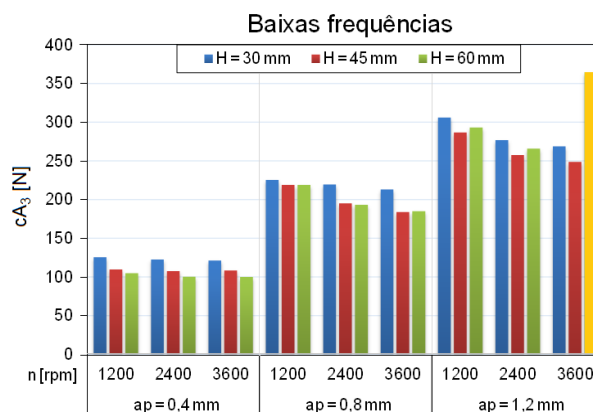


Figura 5.1 – Valores obtidos para a parcela cA_3 (RMS).

A Figura 5.1 mostra o gráfico dos valores RMS da aproximação cA_3 encontrados.

A partir dessa análise é visível que a variação do comprimento da haste não teve influência expressiva para a parcela de vibração em baixas frequências, com exceção no corte com instabilidade (em amarelo, passe 27 com $a_p = 1,2$ mm, $n = 3600$ rpm e $H = 60$ mm) em que houve aumento do valor RMS. Já com o aumento da rotação n nota-se que há uma tendência a uma redução pequena de cA_3 para valores de $a_p = 0,8$ mm e $a_p = 1,2$ mm. Isso pode ser justificado pelo favorecimento do corte em velocidades maiores no aço inoxidável austenítico devido ao aumento da temperatura na região de corte, facilitando a deformação e o cisalhamento do material. No primeiro nível de rotação (1200 rpm), a velocidade de corte atingida é menor que a recomendada (75 m/min $<$ 100 m/min); isso pode ter dificultado a formação do cavaco e favorecido maiores níveis de vibração nessa condição.

O incremento de a_p significou um aumento na força resultante de corte (F_R), como esperado, pelo fato de a_p aumentar a área da seção transversal de corte sem afetar a pressão específica de corte, aumentando as componentes da força. Já para $a_p = 1,2$ mm, o aumento do comprimento da haste H demonstra maior relação com cA_3 , indicando que o corte poderia estar próximo a uma região instável.

5.2 Vibração a alta frequência (cD_1)

A Figura 5.2 mostra o gráfico dos valores RMS do detalhamento cD_1 encontrados. A condição onde se verificou instabilidade (em amarelo) demonstrou nível de intensidade muito maior que as demais condições. Dessa forma, a Figura 5.2a mostra comparativamente os resultados encontrados, suprimindo o sinal da condição *chatter*, que é vista na Figura 5.2b.

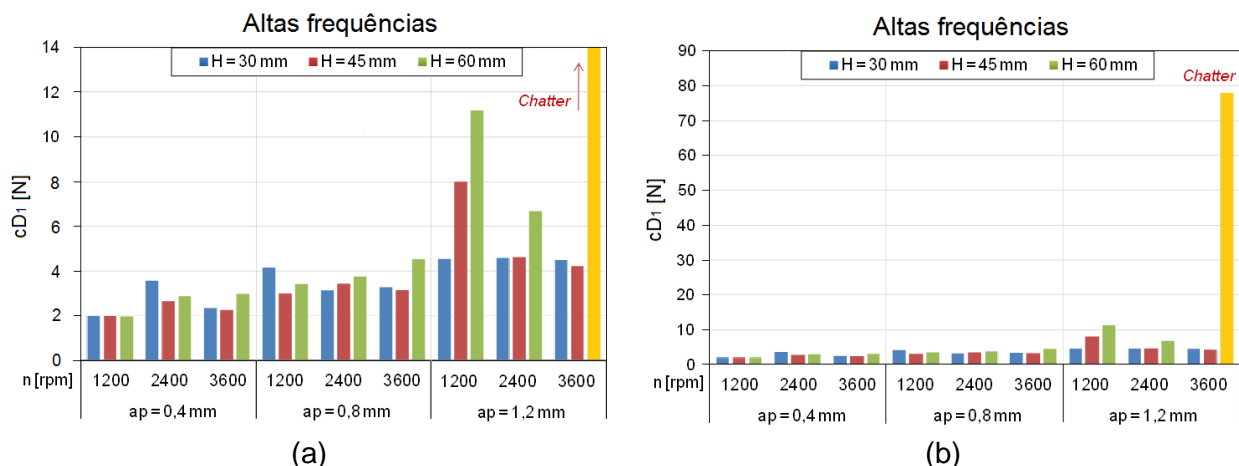


Figura 5.2 – Valores de cD_1 (RMS): (a) cortando o *chatter*, (b) mostrando a intensidade da condição de instabilidade.

A profundidade de corte não mostrou influência notável para a vibração em altas frequências para as profundidades de corte axiais $a_p = 0,4$ mm e $a_p = 0,8$ mm, mostrando uma região mais estável ao corte. Para $a_p = 1,2$ mm, combinando com os outros fatores, o valor RMS de cD_1 elevou-se em situações mais instáveis. Neste caso, verifica-se a influência direta do comprimento da haste (H) na vibração gerada. Isso pode ter relação com a rigidez da fresa.

Além disso, observa-se que o passe 16 ($a_p = 1,2$ mm, $n = 1200$ rpm e $H = 45$ mm) encontra-se no regime de transição, próximo à linha que separa o regime estável do instável para a vibração *chatter* no diagrama de lóbulos, com o aumento da rotação ou do comprimento da haste. Pode-se notar ainda que a rotação da fresa influencia na frequência de excitação, o que pode intensificar ou não a vibração em altas frequências. Por exemplo, com $H = 60$ mm e $a_p = 1,2$ mm, cD_1 para $n = 1200$ rpm apresenta cerca de 11,1 N, que decresce para 6,7 N em $n = 2400$ rpm e extrapola o gráfico em $n = 3600$ rpm, apresentando intensidade de 78,1 N.

5.3 Acabamento das Superfícies Fresadas

A rugosidade média teórica ($R_{a(teor)}$), Equação (3.9), não prevê qualquer influência dos parâmetros de entrada analisados, já que foram mantidos constantes o raio de ponta (r_ξ) e o avanço por dente (f_z). No entanto, em valores práticos, o aumento de H ocasiona redução na rigidez (k) e aumento na deflexão (δ) da fresa, podendo refletir em maiores variações de picos e vales, modificando o parâmetro de rugosidade. Assim, considerando uma confiança de 95%, os resultados das medições da rugosidade média (R_a) para três medições de cada passe foram calculados; os valores encontrados são mostrados graficamente na Figura 5.3.

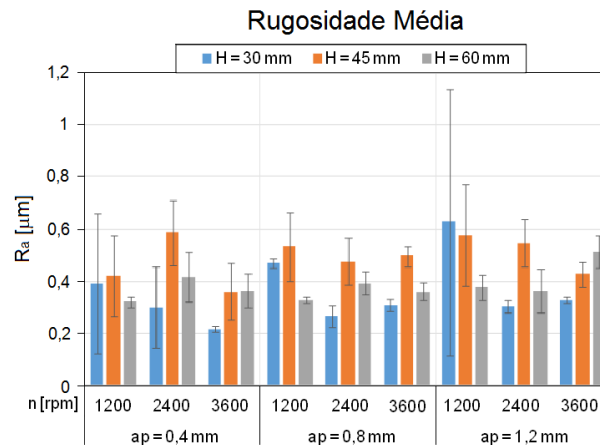


Figura 5.3 – Resultados das medições de rugosidade média R_a

A análise da rugosidade não apresentou diferenças expressivas para os parâmetros avaliados, com exceção do passe 7 ($a_p = 1,2$ mm, $n = 1200$ rpm e $H = 30$ mm). Com $n = 1200$ rpm, o material apresentou má formação de cavaco causada pela velocidade de corte baixa. A característica de o aço inoxidável austenítico apresentar alta ductilidade pode ter prejudicado o fluxo de saída de cavaco da zona de corte.

A Figura 5.4 mostra a imagem do passe 7 o qual apresentou maior valor de rugosidade e maior dispersão (vide Fig. 5.3) devido aos riscos na superfície usinada gerados pelo cavaco. Este fenômeno se repetiu para a maioria dos outros passes com rotação $n = 1200$ rpm inferior à recomendada ($n \cong 1600$ rpm).

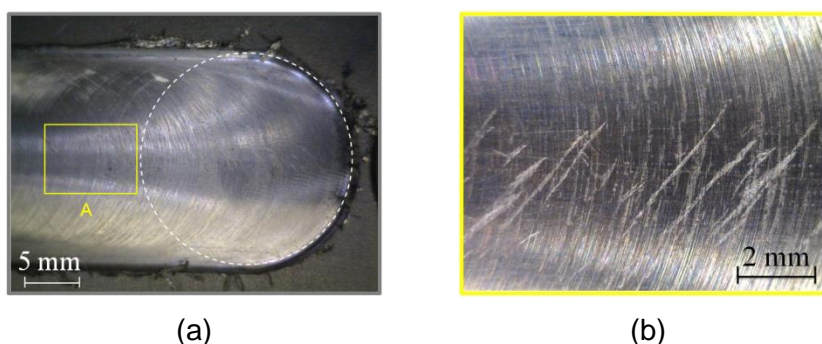


Figura 5.4 – Imagens da superfície usinada pelo passe 7: (a) ampliação de 15x; (b) detalhe A: ampliação de 50x.

5.4 Análise dos Passes com Maior Vibração

Uma análise foi feita para as três condições que resultaram em maiores níveis de vibração: condições de corte com $a_p = 1,2$ mm, $H = 60$ mm e diferentes rotações: passe 25 ($n = 1200$ rpm), passe 26 ($n = 2400$ rpm) e passe 27 ($n = 3600$ rpm). A Figura 5.5a mostra as vibrações baixa frequência (cA_3) e a Figura 5.5b as vibrações em alta frequência (cD_1).

Como pode ser visto na Figura 5.5, o passe 27 ($n = 3600$ rpm) claramente apresentou instabilidade com sinais de picos elevados, nas duas parcelas de vibração (cA_3 e cD_1). No passe 26 ($n = 2400$ rpm), o fresamento mostrou-se mais estável com valores baixos de cD_1 e cA_3 . Já no passe 25 ($n = 1200$ rpm), a frequência natural do sistema (f_n) pode ter se aproximado da frequência da passagem dos dentes da fresa (f_d), elevando a intensidade da instabilidade. Assim, a variação da rotação pode aproximar ou afastar a excitação da frequência natural e o aumento de H diminui a frequência natural do sistema, podendo chegar próximo à frequência de excitação dos dentes, causando instabilidade. Além disso, a aproximação cA_3 para o passe 25 ($n = 1200$ rpm) apresentou instabilidade no centro do passe, provavelmente pela má formação do cavaco em baixas velocidades.

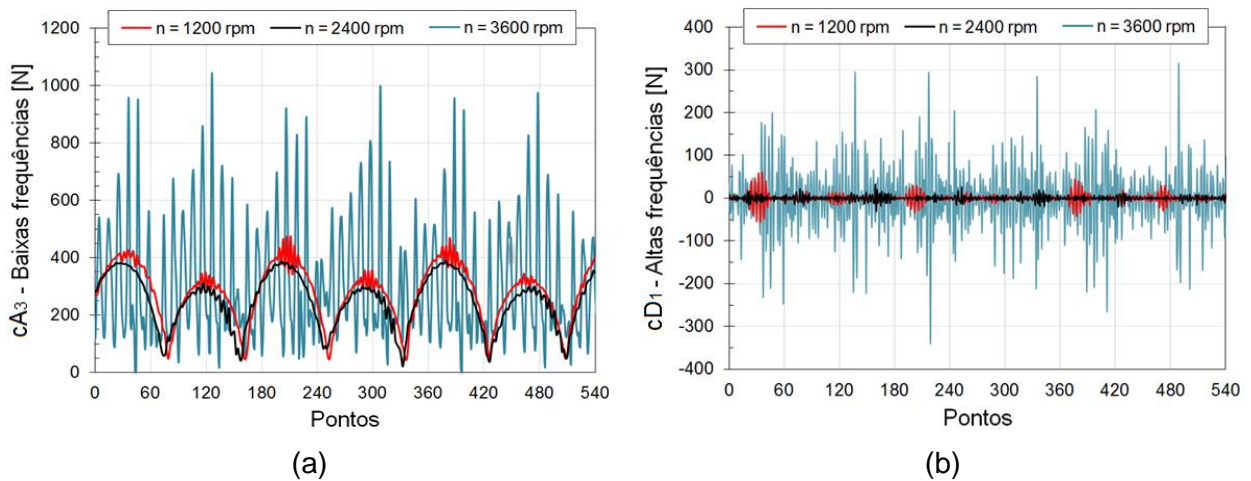
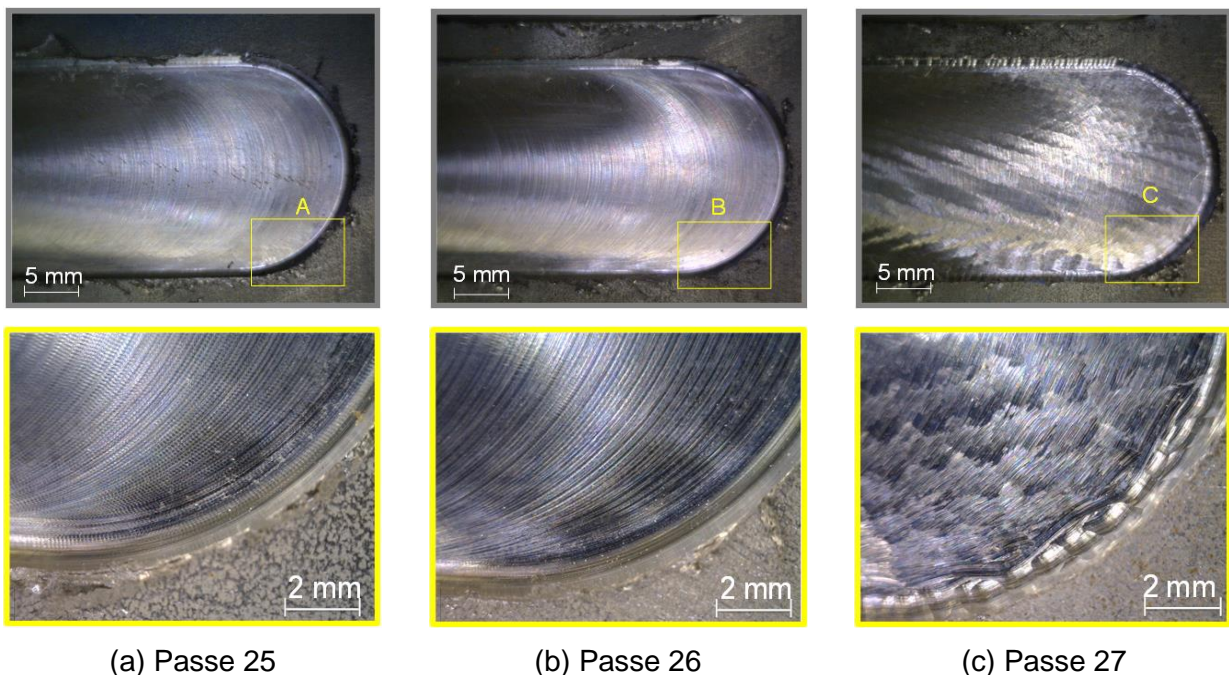


Figura 5.5 – Vibrações dos passes 25, 26 e 27: (a) aproximação (cA_3) de baixa frequência; (b) detalhamento (cD_1) de alta frequência.

A Figura 5.6 mostra os efeitos da vibração *chatter* na ondulação gerada nas bordas dos passes 25, 26 e 27 referentes à vibração excessiva.



(a) Passe 25

(b) Passe 26

(c) Passe 27

Figura 5.6 – Imagens das superfícies usinadas com $a_p = 1,2$ mm, $H = 60$ mm, ampliação 15x e detalhes com ampliação de 50x: (a) $n = 1200$ rpm, (b) $n = 2400$ rpm, (c) $n = 3600$ rpm.

6 CONCLUSÕES

O trabalho analisou a influência dos fatores profundidade de corte axial (a_p), rotação (n) e comprimento da haste em balanço da fresa (H) sobre a vibração e o acabamento da superfície usinada gerados através do fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316. Com o auxílio da Transformada Discreta de Wavelet, separou-se o sinal da força resultante em baixas (aproximação cA_3) e altas (detalhamento cD_1) frequências de vibrações.

Verificou-se que a vibração em baixa frequência (cA_3) é mais afetada pela profundidade de corte (a_p), a rotação (n) teve leve influência com maiores valores de a_p e o comprimento da haste (H) não foi significativo.

Em altas frequências de vibração (cD_1), combinações críticas dos parâmetros elevou essa parcela. Maiores instabilidades foram verificadas em maior profundidade de corte axial ($a_p = 1,2$ mm) combinadas com maior comprimento de haste ($H = 60$ mm). No caso, tal combinação modificou a frequência natural do sistema (f_n) através da mudança da rigidez da fresa (k). Uma situação de instabilidade de processo (*chatter*) ocorreu com $n = 3600$ rpm. Pela análise visual com microscópio, notou-se a presença de ondulação gerada na borda do passe.

A rugosidade média R_a gerada no processo não apresentou variação significativa com a alteração dos parâmetros adotados. Em condições de corte com $n = 1200$ rpm ocorreu má formação de cavaco na região de corte, aumentando o valor e a dispersão de R_a . Assim, deve-se usar uma rotação (ou velocidade de corte) compatível com o processo para atingir melhor qualidade superficial, mas buscando sempre utilizar uma condição estável de corte, não ultrapassando, assim, o limite de estabilidade do diagrama de lóbulos.

A Transformada Discreta de Wavelet (DWT) mostrou-se capaz de processar os sinais não estacionários, possibilitando a detecção da vibração *chatter* no processo de fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316. Isto permite evitar situações economicamente desfavoráveis e aumentar sempre que possível a vida da ferramenta de corte e a qualidade gerada da superfície usinada.

REFERÊNCIAS

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

Aldroubi, A., Unser, M. “**Wavelets in Medicine and Biology**”, CRC Press, Boca Raton, Florida, 1996, 509p.

Aguiar, M. M. “**Análise da influência sobre o fresamento em acabamento de aços endurecidos usando altas velocidades**”, Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, Campinas, São Paulo, UNICAMP, 2012, 120p.

Altintas, Y., 2012, “**Manufacturing automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design**”, 2 ed., Cambridge University Press, 382p.

Cabrera, C. G. A. “**Identificação de Chatter no Fresamento a Partir da Análise Wavelet da Força de Usinagem**”, Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, Rio de Janeiro, COPPE, UFRJ, 2015, 84p.

Cheng, K., 2009, “**Machining Dynamics: Fundamentals, Applications and Practices**”, Springer Series in Advanced Manufacturing, London: Springer, 328p.

Childs, T., Maekawa, K., Obikawa, T., Yamane, Y., 2004, “**Metal Machining: Theory and Applications**”, Oxford: Elsevier Ltd, 408p.

CSSP, 2016, “**Designer Handbook: Stainless Steel for Machining**” Committee of Stainless Steel Producers, Nickel Institute. Disponível em: <<http://www.kloeknermetals.com.br/pdf/3.pdf>>. Acesso em: 22 Setembro 2016.

Diniz, A. E., Marcondes, F. C., Coppini, N. L., 2013, **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, 8 ed., São Paulo: Artliber, 270p.

ENSUS, 2016, **Análise de Vibração – Tipos de Sinais, Transformada de Fourier e PSD**. Disponível em: <<http://ensus.com.br/analise-de-vibracao-tipos-de-sinais-transformada-de-fourier-e-psd/>>. Acesso em: 14/11/2016.

Faassen, R.P.H. “**Chatter Prediction and Control for High-Speed Milling: Modelling and Experiments**”, Ph.D. Thesis, Eindhoven University of Technology, 2007, 145p.

Klocke, F., 2011, “**Manufacturing Processes 1: Cutting**”, RWTH-Aachen, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 504p.

Kloekner Metals, 2011, “**Manual Técnico de Aço Inoxidável**”, Disponível em: <https://www.nickel institute.org/~media/Files/TechnicalLiterature/StainlessSteelsforMachining_9011_.ashx>. Acesso em: 22 Setembro 2016.

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), 31 Jul. - 03 Ago., São Luíz, MA, 2012, 10p

Machado, A. R., Abrão, A. M., Coelho, R. T., Silva, M. B., 2009, **Teoria da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: Blücher, 371p.

Mallat, S. “**A Wavelet Tour of Signal Processing: The Sparse Way**”, 3.ed., San Diego, Elsevier Academic Press, 2008, 832p.

Misiti, M., Misiti, Y., Oppenheim, G., Poggi, J. M. “**Wavelet Toolbox User’s Guide**”, Matlab R2015b, The MathWorks, Inc., Natick, MA, 2015, 700p.

Polli, M. L. “**Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte.**”, Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005. 214p.

Rao, S. S. “**Vibrações Mecânicas**” 4.ed. São Paulo, SP: Pearson Prentice Hall, 2008, 424 p.

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

Sandvik, 2012, **Manual Técnico de Usinagem, Parte H: Materiais**, São Paulo: Sandvik Coromant, p.22-25.

Sperotto, J. P. **Estudo dos parâmetros de saída gerados no fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316 para diferentes condições de usinagem**. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016, 23 p.

Shaw, M. C. “**Metal Cutting Principles**”, 2 ed., New York, Oxford Press, 2005, 651p.

Tavares, J. M. R. S., **Indicação dos estados de superfície. CFAC –Concepção e Fabrico Assistidos por Computador**. FEUP – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2012. Em: <http://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/>

Walter, 2012, **General Catalogue**, Walter Tools, Tübingen, Germany, 2148p.

APÊNDICES

Segundo Sperotto 2016 a escolha da família que melhor se adequa ao sinal da força de usinagem foi feita testando as funções mais utilizadas na literatura, portanto, a Figura A1 apresenta as seis primeiras funções Daubechies testadas para uma amostra de 200 pontos. Observa-se que a função que melhor se aproxima do sinal da força de usinagem (força resultante F_R) é a função db6. As funções db7 até db10 não apresentaram significativas diferenças em relação à db6.

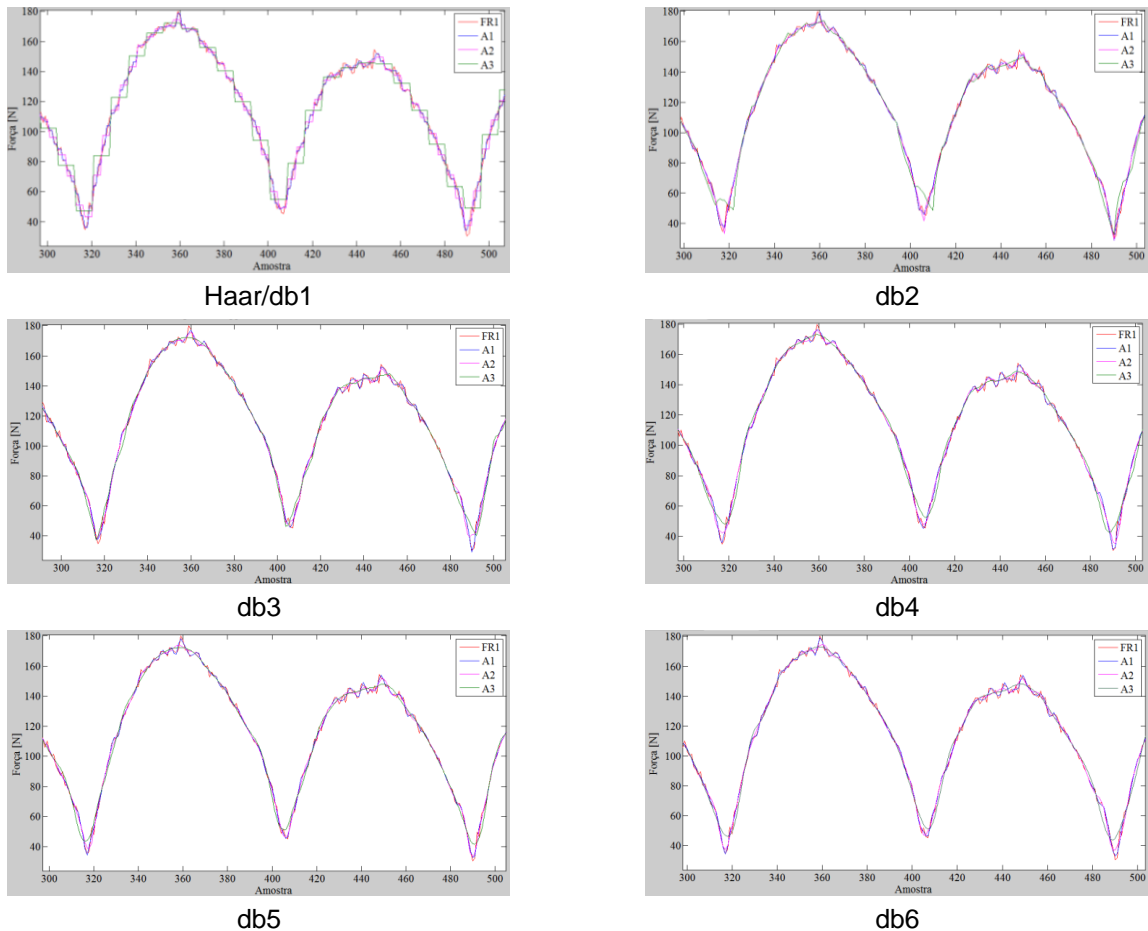
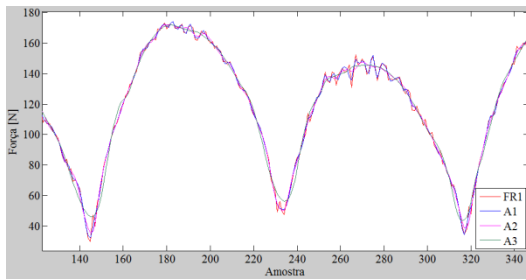
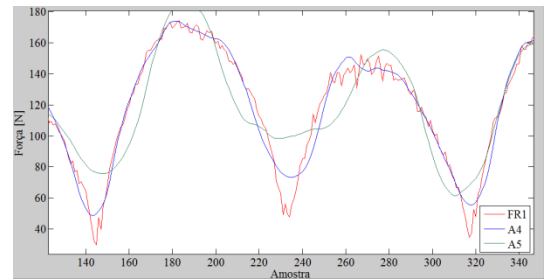


Figura A1 – Escolha da família.

Os níveis foram testados em um intervalo de 200 pontos do sinal de força de usinagem (força resultante) para o Passe 1 (F_{R1}) e as aproximações cA_1 , cA_2 e cA_3 para a família db6. É possível observar na Figura A2a que o terceiro nível apresentou aproximações mais compatíveis com sinal de força original do que comparados a Figura A2b onde a partir do quarto nível de aproximação se afasta do sinal.



(a)



(b)

Figura A2 – Sinal da força de usinagem referente ao Passe 1 (F_{R1}):
 (a) aproximações cA_1 , cA_2 e cA_3 ; (b) aproximações cA_4 e cA_5 .

A Figura A3 mostra a decomposição do sinal da força resultante F_R (S) gerado durante o Passe 1 para uma amostra de 1000 pontos via Transformada Discreta de Wavelet (DWT).

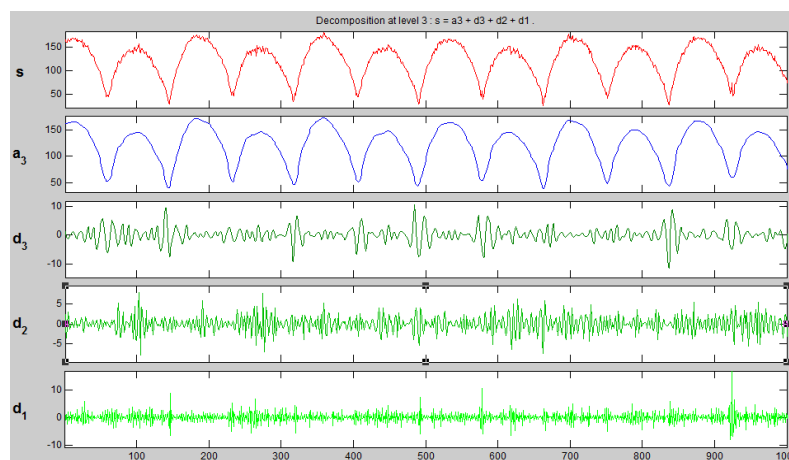


Figura A3 – Decomposição do sinal da força resultante (S) do Passe 1 através da DWT