

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA - CCET
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA - DEMec

TALIA CRISTINA DA SILVA GIBIM

**INFLUÊNCIA DO APERTO DO PARAFUSO NA
VIBRAÇÃO EM UM PROCESSO DE TORNEAMENTO
DURO**

SÃO CARLOS -SP
2024

TALIA CRISTINA DA SILVA GIBIM

**INFLUÊNCIA DO APERTO DO PARAFUSO NA VIBRAÇÃO EM UM PROCESSO DE
TORNEAMENTO DURO**

Trabalho de conclusão de curso apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de São Carlos, para obtenção do título de bacharel em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Sidney Bruce Shiki

São Carlos-SP
2024

**FUNDAÇÃO UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS****COORDENAÇÃO DO CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA - CCEMec/CCET**

Rod. Washington Luís km 235 - SP-310, s/n - Bairro Monjolinho, São Carlos/SP, CEP 13565-905

Telefone: (16) 33519703 - <http://www.ufscar.br>

DP-TCC-FA nº 15/2024/CCEMec/CCET

Graduação: Defesa Pública de Trabalho de Conclusão de Curso**Folha Aprovação (GDP-TCC-FA)****FOLHA DE APROVAÇÃO****TALIA CRISTINA DA SILVA GIBIM****INFLUÊNCIA DO APERTO DO PARAFUSO NA VIBRAÇÃO EM UM PROCESSO DE TORNEAMENTO DURO****Trabalho de Conclusão de Curso****Universidade Federal de São Carlos – Campus São Carlos**

São Carlos, 16 de fevereiro de 2024

ASSINATURAS E CIÊNCIAS

Cargo/Função	Nome Completo
Orientador	Sidney Bruce Shiki
Membro da Banca 1	Armando Ítalo Sette Antonialli
Membro da Banca 2	Luis Antonio Oliveira Araujo

Documento assinado eletronicamente por **Sidney Bruce Shiki, Docente**, em 16/02/2024, às 09:20, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).Documento assinado eletronicamente por **Armando Italo Sette Antonialli, Docente**, em 16/02/2024, às 09:20, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).Documento assinado eletronicamente por **Luis Antonio Oliveira Araujo, Docente**, em 16/02/2024, às 09:25, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).A autenticidade deste documento pode ser conferida no site <https://sei.ufscar.br/autenticacao>, informando o código verificador **1359594** e o código CRC **086A7761**.**Referência:** Caso responda a este documento, indicar expressamente o Processo nº 23112.003653/2024-64

SEI nº 1359594

Modelo de Documento: Grad: Defesa TCC: Folha Aprovação, versão de 02/Agosto/2019

AGRADECIMENTO

Gostaria de agradecer as seguintes pessoas:

Agradeço a minha mãe, Josenita Silva, pelo apoio e incentivo durante toda a minha vida.

Agradeço ao Armando Ítalo Sette Antonialli, Sidney Bruce Shiki e Alexandre Tácito Malavolta pela paciência, ensinamentos e incentivo. Professores como vocês tornam fácil a tarefa de aprender.

Agradeço especialmente os meus colegas de turma Igor Marinho, Laís Xavier, Victor Willian e João Schiavon por estarem ao meu lado na graduação e terem tornado meus dias melhores.

RESUMO

A geração de superfícies com texturas pré-definidas representa um objetivo contemporâneo no setor industrial. Existe uma demanda crescente para a incorporação de superfícies que ofereçam múltiplas oportunidades para otimizar o desempenho do componente, incluindo maior durabilidade sob fadiga, resistência superior ao desgaste, fricção reduzida e aprimoramento da refrigeração. Atualmente, diversos processos são empregados para a obtenção de superfícies texturizadas, como retificação, fresamento e até mesmo usinagem assistida por vibração. No entanto, é importante notar que todos os processos de usinagem estão intrinsecamente sujeitos a vibrações, especialmente quando ocorre o fenômeno de retroalimentação da vibração pelo próprio sistema, conhecido como *chatter*. Essa vibração autoexcitada é geralmente considerada prejudicial para a vida útil da ferramenta e a qualidade da superfície usinada. Contudo, analogamente à usinagem assistida por vibração, pode-se supor que essa vibração pode ser utilizada de maneira benéfica para a criação de superfícies texturizadas, eliminando assim a necessidade de uma fonte externa de vibração. Contudo controlar e prever o *chatter* não é uma tarefa trivial, vários autores propuseram diferentes metodologias e ferramentas buscando descrever o fenômeno, sendo o diagrama de lóbulos de estabilidade (DLE) o mais utilizado. As variáveis que causam o maior impacto na vibração são a rotação e a profundidade de usinagem, porém somente com elas não é possível prever com precisão o *chatter*, para controlar o fenômeno um estudo mais profundo dos outros fatores se torna relevante. O aperto do parafuso de fixação da ferramenta tem influência na rigidez da estrutura e conseqüentemente na resposta em frequência. O presente trabalho estuda o impacto desse aperto na profundidade de usinagem limite dada pelo DLE. Os resultados indicam que com o aumento desse torque ocorre um aumento na profundidade de usinagem limite, um aumento de 20 N.m de torque causou o aumento de 1 mm na profundidade limite.

Palavras-chave: *chatter*; diagrama de lóbulos de estabilidade; torque; texturização; torneamento.

ABSTRACT

The generation of surfaces with pre-defined textures represents a contemporary objective in the industrial sector. There is a growing demand for the incorporation of surfaces that offer multiple opportunities to optimize component performance, including increased fatigue life, superior wear resistance, reduced friction and improved cooling. Currently, several processes are used to obtain textured surfaces, such as grinding, milling and even vibration-assisted machining. However, it is important to note that all machining processes are intrinsically subject to vibrations, especially when the phenomenon of vibration feedback through the system itself, known as *chatter*, occurs. This self-excited vibration is generally considered detrimental to tool life and machined surface quality. However, analogously to vibration-assisted machining, it can be assumed that vibration can be beneficially used to create textured surfaces, thus eliminating the need for an external source of vibration. However, controlling and predicting *chatter* is not a trivial task, several authors have proposed different methodologies and tools seeking to describe the phenomenon, with the stability lobe diagram (DLE) being the most used. The variables that cause the greatest impact on vibration are rotation and feed, but with them alone it is not possible to accurately predict *chatter*. To control the phenomenon, a deeper study of other factors becomes relevant. Tightening the tool's fixing screw influences the rigidity of the structure and consequently the frequency response. The present work studies the impact of this tightening on the limit cutting depth given by the DLE. The results indicate that with the increase in this torque there is an increase in the limit cutting depth, an increase of 20 N.m of torque caused an increase of 1 mm in the limit depth.

Keyword: *chatter*; stability lobe diagram; torque; texturing; turning.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Sequência comum para fabricação uma peça.	17
Figura 2 - (a) Caracterização do rebolo (b) Caracterização das “bolsas” retificadas.	19
Figura 3 - Esquema de fabricação de micro-ondulações por CNC em uma amostra de Al ₂ O ₃	20
Figura 4 - Diagrama esquemático do VAM.	21
Figura 5 - Morfologia das superfícies obtidas por (a) fresamento tradicional e por (b) VAM.	21
Figura 6 - UAT e superfícies 3D nas direções (a) radial, (b) de corte e de (c) avanço.	23
Figura 7 - Superfície 3D obtida no faceamento com avanço de 20µm/ver, profundidade de 20µm e (a) V _c = 138 m/min, (b) V _c = 120 m/min, (c) V _c = 105 m/min, e (d) V _c = 62.8 m/min.	24
Figura 8 - Superfície fabricada no torneamento duro com 250 rpm de rotação, avanço de 0,05 mm e 0,5 mm de profundidade.	25
Figura 9 - Numero de publicações sobre técnicas de previsão do chatter.	27
Figura 10 - Frequência normalizada do (a) parafuso longo e (b) parafuso curto e função da tensão, também normalizada.	29
Figura 11 - Típico DLE mostrando os lóbulos de estabilidade para várias rotações e profundidades de corte.	30
Figura 12 - Modelo de um grau de liberdade no torneamento.	31
Figura 13 - Superfícies 2D retiradas dos corpos de prova de Savella (2021) a 250 rpm e 0,05 mm/ver.	34
Figura 14 - Corpo de prova usinado.	36
Figura 15 - Densidade Espectral de Potência (PSD) dos testes de Savella (2021), (a) escala logarítmica e (b) escala linear.	37
Figura 16 - FRF e Função de Coerência do Impacto vertical.	38
Figura 17 - Resumo dos dados obtidos pelo TTorg para (a) 200 rpm e 0,05 mm/rev; (b) 200 rpm e 0,10 mm/rev; (c) 250 rpm e 0,05 mm/rev e (d) 250 rpm e 0,10 mm/ver.	39
Figura 18 - Densidade Espectral de Potência (PSD) dos testes em escala logarítmica	

para (a) $N = 200$ rpm e $f = 0,10$ mm e (b) $N = 250$ rpm e $f = 0,05$ mm.	41
Figura 19 - Imagens 2D retiradas dos corpos de prova (a) $N = 200$ rpm e $f = 0,10$ mm e (b) $N = 250$ rpm e $f = 0,05$ mm.	42
Figura 20 - Ferramentas de usinagem (a) insertos VCGT 160404EN-SF TCM407 e (b) porta-ferramentas Ceratizit SVJCR 2525 M16 (c) distancia em balanço.	43
Figura 21 - (a) PCB 333B30 (b) acelerômetros instalados.	44
Figura 22 - Módulo de entrada de som e vibração NI-9234.	44
Figura 23 - (a) Martelo de impacto PCB 086C03 (b) realização do Bump-Test.	45
Figura 24 - Torquímetro Torcoflex-K Ref 3550-20 047899 Gedore e (b) Adaptador.	45
Figura 25 - Figura 25: (a) Função de Resposta em Frequência e (b) Função de Coerência para os testes 1, 2, 3, 4, 5 e 6.	48
Figura 26 - Diagrama dos lóbulos de estabilidade para os testes (a) 1, 2, 3 e (b) 4,5 e 6.	49
Figura 27 - Testes 1 a 6 (a) Frequência versus Torque e (b) Profundidade de usinagem versus Torque.	50
Figura 28 - (a) Função de Resposta em Frequência e (b) Função de Coerência para os testes 7, 8, 9, 10, 11 e 12.	51
Figura 29 - Testes 7 a 12 (a) Frequência versus Torque e (b) Profundidade de usinagem versus Torque.	52
Figura 30: (a) Função de Resposta em Frequência e (b) Função de Coerência para os testes 13 e 15.	53

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Variáveis do planejamento fatorial aplicadas em dois níveis

35

LISTA DE ABREVIATURAS

DLE Diagrama de Lóbulos de Estabilidade

FRF Função de Resposta em Frequência

PSD *Power -Spectral Density*

UAT *Ultrasonic Assisted Turning*

VAM *Vibration-Assisted Machining*

LISTA DE SÍMBOLOS

V_c	Velocidade de corte
f	Avanço
a_p	Profundidade de usinagem
$h(t)$	Espessura dinâmica do cavaco
h_0	Espessura do cavaco desprezando vibrações
$y(t)$	Espessura de corte atual
$y(t - T)$	Espessura de corte na revolução anterior
F_f	Força de avanço
K_f	Constante de avanço
m	Coeficiente de massa
c	Coeficiente de amortecimento
k	Coeficiente de rigidez
ζ	Razão de amortecimento
ω_n	Frequência natural não amortecida [rad/s]
ω	Frequência <i>chatter</i> [rad/s]
$G(\omega)$	Parte real da FRF
$H(\omega)$	Parte imaginária da FRF
b_{lim}	Profundidade limite de usinagem
T	Período de rotação
θ	Diferença de fases
ψ	Angulo de fase [rad] ^
k	Número do lóbulo
N	Rotações por minuto
S_q	Roughness [μm]
S_{ds}	<i>Summit density</i> [mm^{-2}]

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	16
2	DIAGRAMA DE LOBULOS DE ESTABILIDADE	30
3	AVALIAÇÃO DE TEXTURAS INDUZIDAS POR VIBRAÇÃO NO TORNEAMENTO DURO DE UM AÇO FERRAMENTA	30
3.1	DESCRIÇÃO DE SETUP E TESTES EXPERIMENTAIS	35
3.2.	RESULTADOS	36
4.	AVALIAÇÃO DA INFLUENCIA DO APERTO DO PARAFUSO DO PORTA FERRAMENTA NA RESPOSTA VIBRATORIO DO TORNEAMENTO	42
4.1.	DESCRIÇÃO DE SETUP E TESTES EXPERIMENTAIS	42
4.2.	RESULTADOS	46
5.	CONCLUSÃO	54
	REFERÊNCIAS	56

1. INTRODUÇÃO E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O processo de usinagem se dá por meio da remoção do material da peça, através de uma aresta cortante. Um material mais duro que a peça a ser trabalhada é utilizado para a remoção do material excedente, o qual damos o nome de cavaco. Peças fabricadas por outros processos frequentemente precisam passar por alguma operação de usinagem para que estejam prontas para sua aplicação final. Por ser um processo que confere à peça: forma, dimensões e acabamento superficial a usinagem é largamente utilizada na manufatura para produzir a forma final de uma peça (FERRARESI, 1977). Merchant (1998) diz que em países industrializados a usinagem equivale a mais de 15% do valor de todos os produtos fabricados nesses países.

Em conjuntos mecânicos normalmente existem componentes críticos, os quais devem possuir algumas características para atender a funcionalidade esperada. O material, produto e processo de fabricação são os três fatores principais a serem considerados ao projetar um componente, a escolha dos mesmos define as características do componente. Essas características incluem precisão, aparência visual, qualidade superficial, baixo desgaste, longa vida útil, baixo atrito, resistência a corrosão e capacidade de lubrificação, entre outras.

A definição adequada do processo de fabricação garante não somente a qualidade da peça acabada como também a performance e eficiência do custo de fabricação. A Figura 1, traz processos de manufatura baseados em conformação e remoção, majoritariamente utilizado para transformar a matéria-prima em um componente acabado, como um anel de rolamento, por exemplo.

O primeiro passo na manufatura de um componente é dar a forma básica a matéria prima, isso pode ser feito por processos de conformação, esse processo consiste em dar forma ou dimensões ou acabamento através da deformação plástica do material. Exemplos desses processos são o: forjamento, laminação, extrusão, trefilação ou estampagem, entre outros. Em seguida são empregados processos com remoção de material, como o fresamento, torneamento, furação, entre outros (FERRARESI, 1977). Alguns componentes passam pelo processo de tratamento térmico para aumentar a dureza superficial e por fim são submetidos ao processo de acabamento.

Depois do acabamento o componente pode ser usado em conjuntos

mecânicos, no entanto, algumas vezes é necessário realizar um segundo processo de acabamento para alcançar a performance necessária.

Figura 1: Sequência comum para fabricação uma peça.



Fonte: Adaptado de Hashimoto et al (2016).

Esses diferentes processos de acabamento criam diferentes características superficiais as quais têm influência na performance do produto. Hashimoto et al. (2016) caracterizou 4 superfícies criadas pelos processos de retificação, superacabamento, torneamento duro e acabamento isotrópico. Para cada uma das superfícies foi obtido um coeficiente de atrito, a produzida com retificação possui um alto S_q o que resulta em alta interferência mecânica e alta adesão devido à alta densidade de cumes S_{ds} , por isso esse processo apresenta o coeficiente de atrito mais alto (0,06), o acabamento isotrópico possui o menor coeficiente de atrito (0,018) e o torneamento duro e super acabamento possuem o mesmo coeficiente (0,025).

Os 4 processos de acabamento geram tensões residuais compressivas, sendo o super acabamento que causa a maior tensão e a retificação a menor. Por fim é realizado um teste de fadiga, os autores concluem que os principais parâmetros para prolongar a vida útil em fadiga do rolamento são 1) uma textura superficial com baixa

rugosidade e 2) um perfil de tensão residual compressiva. É observado que o rolamento acabado com retificação e depois com acabamento isotrópico tem a vida útil mais longa, enquanto o rolamento só retificado tem a vida mais curta.

Os rolamentos que passaram pelo processo de torneamento duro e retificação e depois super acabamento possuem a mesma rugosidade superficial e textura idêntica à criada pelo método de super acabamento. No entanto, a vida útil do rolamento torneado e super acabado é 2,1 vezes maior que a da superfície retificada e super acabada. Isto se deve em grande parte ao profundo perfil de tensão residual compressiva criado pelo processo de torneamento duro.

Jouinia, Revelc e Thoquened (2020) realizaram um estudo comparativo no torneamento de anéis de rolamento. Os anéis feitos de aço AISI 52100 foram tratados termicamente para a obtenção da microestrutura martensítica, a qual apresenta elevada dureza, em torno de 60–62 HRC, melhorando assim a vida em fadiga e a resistência ao desgaste da peça. Após esse processo, os componentes são acabados por dois métodos diferentes a fim de comparação: torneamento duro e retificação. O trabalho conclui, a partir dos testes, que os anéis fabricados pelo torneamento duro tiveram a vida em fadiga quatro vezes maior do que aqueles usinados por retificação. Isso ocorre pois o torneamento duro teve um pico maior de tensão compressiva e causou esforços de compressão numa profundidade maior que a retificação.

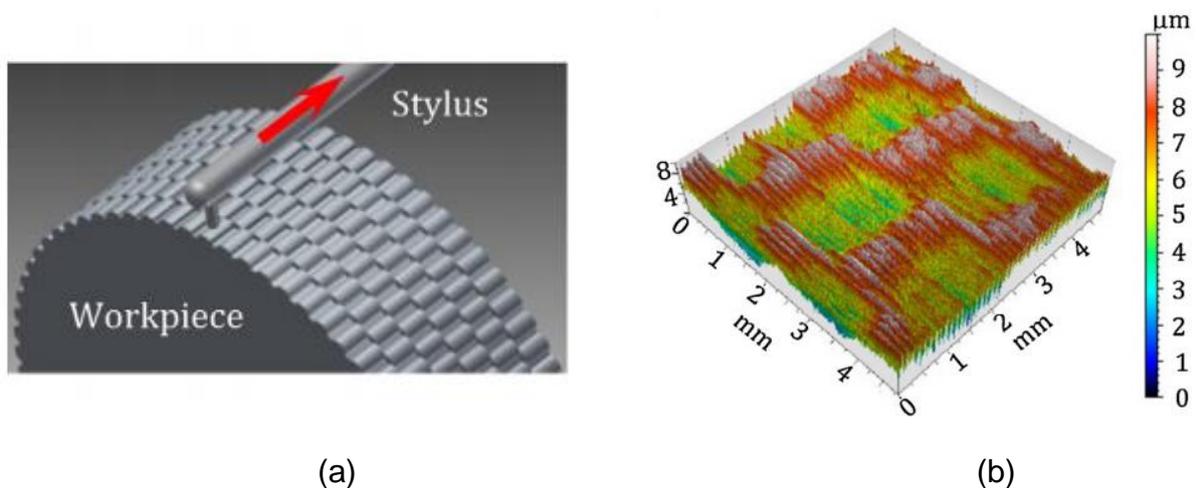
Desde a década de 1970, a importância da integridade superficial tornou-se evidente, especialmente no contexto de materiais de alto desempenho. As discrepâncias inerentes entre os processos de retificação e torneamento duro resultam na geração de padrões e texturas diferentes. Essas variações, aliadas às modificações nas propriedades superficiais, podem impactar significativamente o desempenho de um componente (ABRÃO; ASPINWAL, 1996).

Comumente a texturização de superfícies é realizada pelo processo de retificação, para isso são utilizados rebolos texturizados, os quais possuem áreas ativas e passivas intencionalmente projetadas em suas superfícies. A área ativa é a responsável pelo corte propriamente dito já a área passiva não possui grãos e é projetada para servir como reservatório para o transporte de fluidos refrigerantes/lubrificantes para a zona de moagem e fornecer maior espaço para descarte de cavacos (LI et al., 2016).

O maior desafio é desenvolver métodos de fabricação capazes de produzir

essas texturas com repetibilidade e custo viável. Silva et al. (2013) fabricaram um rebolo texturizado adicionando uma fonte de excitação externa que fabrica os sulcos à medida que o rebolo gira. A superfície mostrada na Figura 2 (b) foi usinada por meio de um rebolo texturizado, os autores concluem que é possível fabricar superfícies texturizadas e produzi-las por retificação e utilizando uma máquina convencional com alterações mínimas. Também é possível projetar superfícies com bolsas de lubrificação, e finalmente, com as estratégias desenvolvidas, controlar suas características e qualidades, a fim de implementar uma produção industrial.

Figura 2: (a) Caracterização do rebolo (b) Caracterização das “bolsas” retificadas.



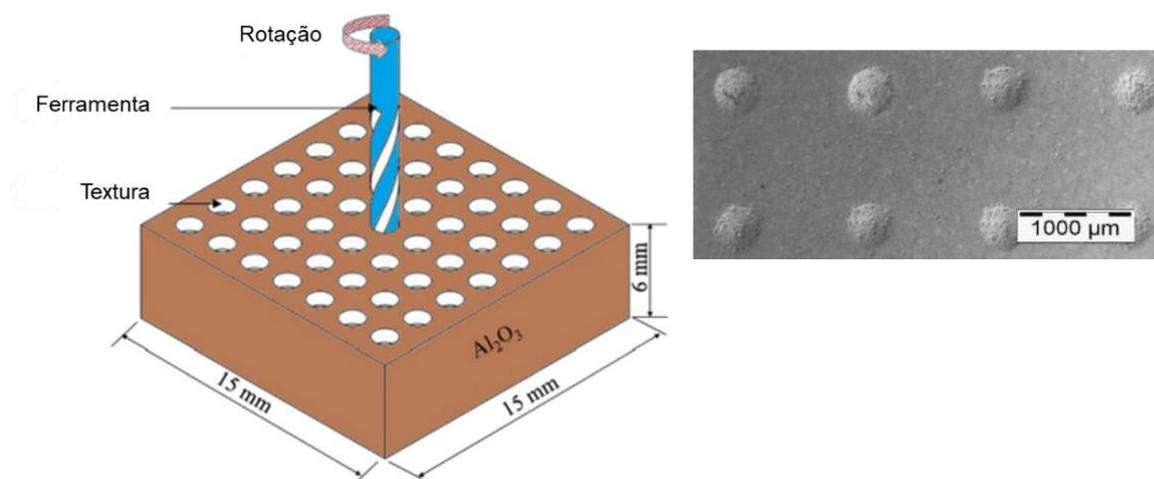
Fonte: Silva et al. (2013).

Outros métodos, além da retificação, podem ser empregados para a fabricação de superfícies texturizadas, sendo o fresamento um dos mais consolidados. A superfície gerada por esse processo pode agir como um reservatório de óleo ou como um filtro de retenção de corpos estranhos no lubrificante, a aplicação irá variar conforme as características da textura, como a forma, profundidade, disposição e rugosidade. Pesquisas anteriores mostram que essa textura pode reduzir a erosão de 30 a 50% nos componentes de um motor. A qualidade da textura é definida pela sua habilidade de reduzir ou aumentar características tribológicas entre superfícies de atrito/deslizantes (Hassan et al. 2017).

Existem dois métodos para fabricação das texturas via fresamento, sendo eles: Fresamento convencional e o VAM (*Vibration-assisted Machining*) aplicado ao

fresamento. O primeiro método é o mais consolidado, isso por ser mais flexível, o qual pode utilizar várias técnicas de corte e de geometria de ferramenta podendo assim produzir vários padrões de textura (Hassan et al. 2017). Taposh et al. (2013) utilizou esse método para produzir texturas em um substrato de Alumina, o material foi escolhido por ter baixo índice de desgaste e excelente biocompatibilidade o que o torna adequado para uso em implantes biomédicos, com o auxílio de uma máquina CNC foram fabricadas três padrões de microtexturas, as quais possuem o diâmetro médio e profundidade de 400 e 21 micrômetros, respectivamente. Através de um teste de fricção foi confirmada a influência da textura na redução significativa do coeficiente de atrito em cargas de 10 – 20 N quando submetido às condições aplicadas à articulação do quadril.

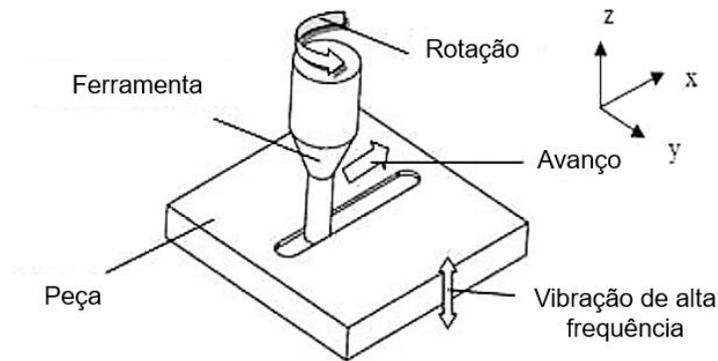
Figura 3: Esquema de fabricação de micro-ondulações por CNC em uma amostra de Al_2O_3 .



Fonte: Adaptado de Taposh et al. 2013.

O segundo método, o VAM, foi empregado pela primeira vez na indústria em 1950 em aplicações de corte de metal em microescala. Ele consiste em realizar o processo de fresamento utilizando uma pequena fresa esférica, o movimento de rotação e avanço da ferramenta se dá juntamente com uma vibração controlada da base (Figura 4), a qual é excitada com uma baixa amplitude e alta frequência. A combinação certa da velocidade de corte e os parâmetros adequados da fonte de vibração podem reduzir a força de usinagem e aumentar a vida útil da ferramenta (HASSAN et al. 2017).

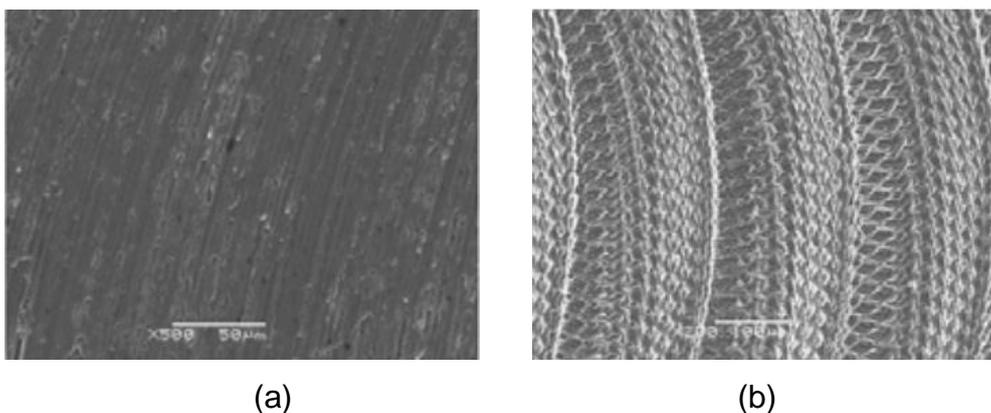
Figura 4: Diagrama esquemático do VAM.



Fonte: Adaptado de HASSAN et al. (2017).

A Figura 5 traz uma comparação entre a superfície criada pelo fresamento convencional e pelo VAM. Tao et al. (2016) propôs utilizar a vibração assistida para fabricação de uma superfície texturizada biomimética, ou seja, uma superfície que tenta imitar algum aspecto da natureza, nesse caso escamas. As imagens de referência foram processadas para obtenção dos parâmetros desejados na textura, os quais foram aplicados a modelagem utilizada para definir a trajetória da ferramenta e assim definir os parâmetros de corte. Conclui-se que os fatores mais influentes na textura é o avanço por dente, os parâmetros de vibração e a relação entre a frequência de vibração e a rotação. Fica claro assim a capacidade do VAM em usinar superfícies com texturas estabelecidas anteriormente e a partir daí escolher as variáveis do processo para atingi-las.

Figura 5: Morfologia das superfícies obtidas por (a) fresamento tradicional e por (b) VAM.



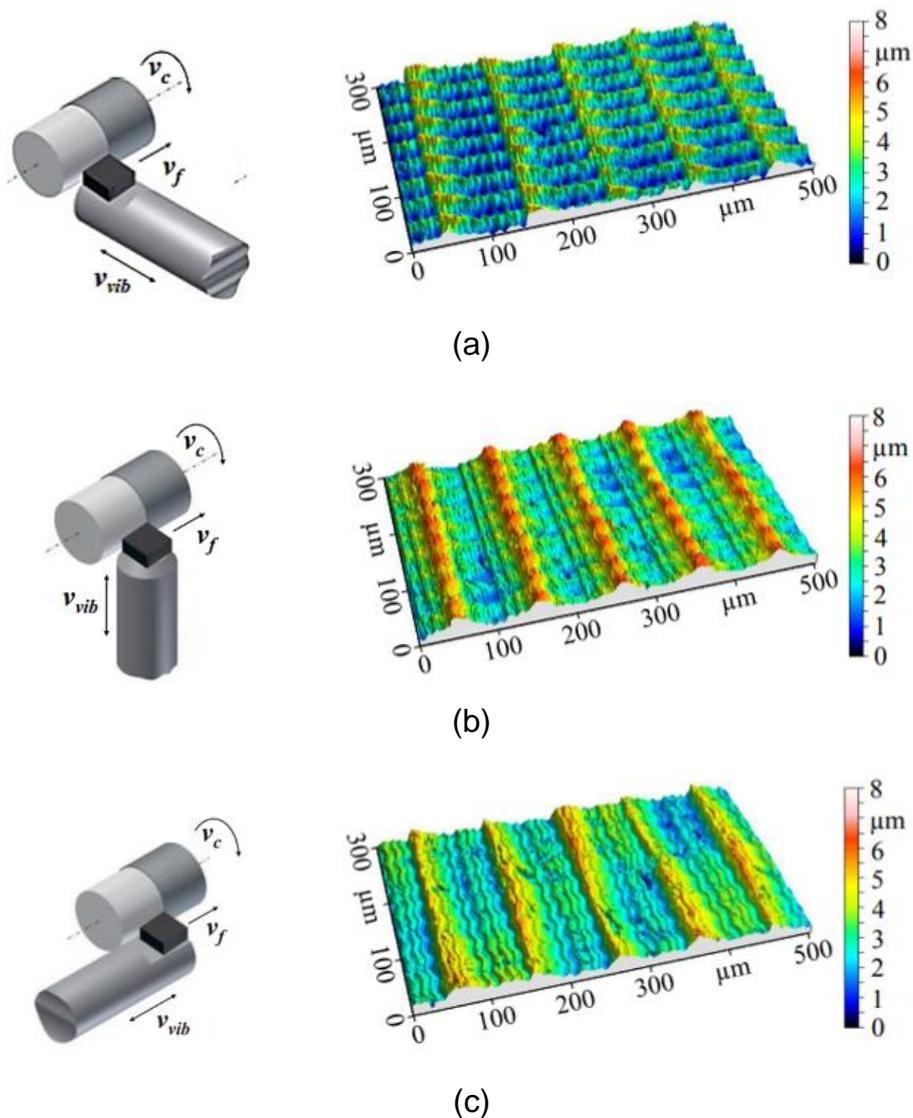
Fonte: Tao et al. (2016).

Um dos maiores benéficos da técnica é o melhor acabamento superficial alcançado, principalmente quando, no fresamento, a vibração é aplicada na direção de avanço. Feng et al. (2020) propuseram um modelo analítico para prever a rugosidade da superfície com base em três fatores: a trajetória da ferramenta, a deformação da ferramenta sob a força de corte e a geometria da ponta da ferramenta. Em seguida foram conduzidos experimentos em uma liga de alumínio utilizando o fresamento convencional e o VAM com diferentes rotações, avanços e amplitudes. Comparando as previsões analíticas e as medidas experimentais que o modelo proposto é capaz de prever a rugosidade com precisão, tendo erro médio em torno de 15%. Por fim é constatado que na rotação de 5000 rpm ocorre uma grande melhora na rugosidade superficial, a qual cai em média 70% quando aplicada vibração ao processo. Já nas rotações de 9000 e 13000 o ganho é menos significativo, mas ainda ocorre uma diminuição na rugosidade maior que 40%.

O VAM pode também ser aplicado a outros processos de usinagem, incluindo o torneamento. O UAT (*Ultrasonic assisted turning*) se mostra bem eficiente na usinagem de ligas resistentes, como as ligas de titânio e de níquel, além de ter bom desempenho em condições de baixa usinabilidade como no torneamento de materiais ferrosos e frágeis Kumar et al. (2014).

Nestler e Schubert (2014) realizaram experimentos utilizando o UAT para criação de microtexturas em um compósito com matriz de alumínio. As superfícies foram produzidas levando em conta três diferentes direções em que a vibração ultrassônica é comumente aplicada, a Figura 6 mostra essas variações e as superfícies tridimensionais associadas. As tensões superfícies foram mensuradas e conclui-se que a aplicação de vibração na direção radial e na de corte levam a uma alta tensão residual negativa e que um aumento na amplitude de vibração leva a um aumento na tensão residual compressiva, na direção de avanço, o UAT não teve efeito significativo na tensão residual. O autor finaliza que o método permite a geração de superfícies com microestrutura sem qualquer processo adicional.

Figura 6: UAT e superfícies 3D nas direções (a) radial, (b) de corte e de (c) avanço.

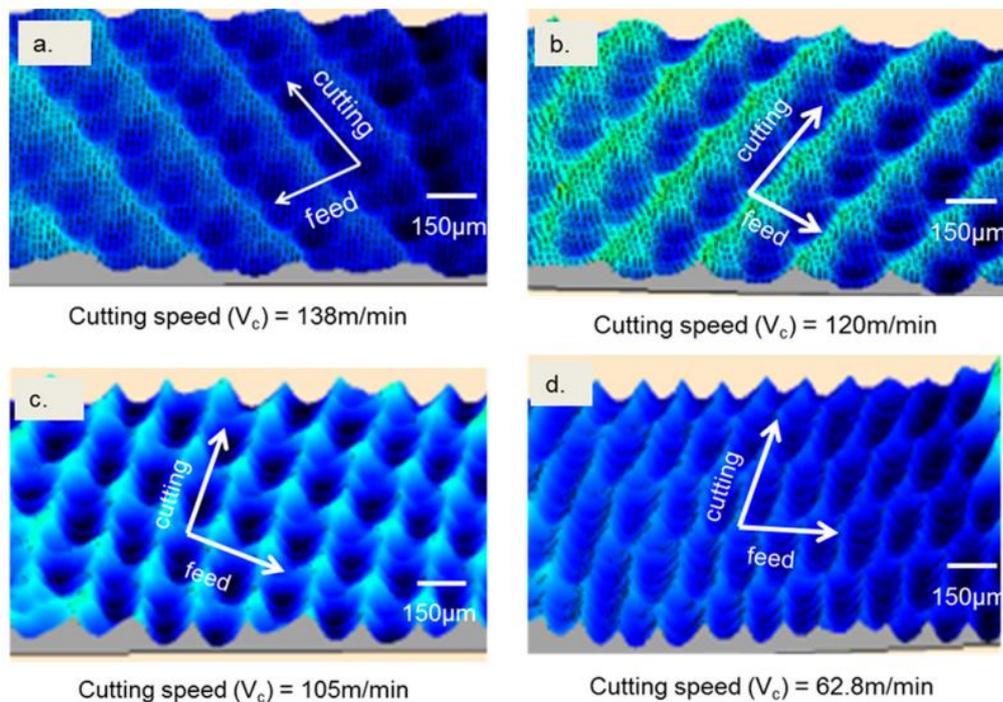


Fonte: Nestler e Schubert (2014).

Na usinagem convencional, é comum que a ferramenta de corte experimente vibrações inerentes ao processo de corte. Em determinadas circunstâncias, pode surgir uma vibração autoexcitada, conhecida como “*chatter*”. Ahmed e colaboradores (2015) introduzem um método inovador para a fabricação de superfícies texturizadas na usinagem de precisão, aproveitando essa vibração autoexcitada. O estudo em questão empregou o processo de faceamento em discos de Alumínio 6061, utilizando uma ferramenta de diamante. A Figura 7 ilustra as superfícies resultantes para diferentes velocidades de corte; tanto a profundidade de usinagem quanto a velocidade de avanço foram mantidas constantes em $20\mu\text{m}$ e $20\mu\text{m/rev}$,

respectivamente. Observou-se que, para velocidades de corte superiores a 105 m/min, a textura torna-se mais proeminente e regular. Isso sugere que a seleção apropriada da velocidade de corte influencia diretamente o padrão da textura e sua regularidade.

Figura 7: Superfície 3D obtida no faceamento com avanço de $20\mu\text{m/ver}$, profundidade de $20\mu\text{m}$ e (a) $V_c = 138\text{ m/min}$, (b) $V_c = 120\text{ m/min}$, (c) $V_c = 105\text{ m/min}$, e (d) $V_c = 62.8\text{ m/min}$



Fonte: Ahmed et al. (2015).

A pesquisa conclui que é viável fabricar uma superfície texturizada de precisão com uma ferramenta de diamante, utilizando a vibração autoexcitada. No entanto, para a aplicação efetiva deste método, é crucial a seleção adequada das condições de usinagem. Finalmente, foi constatado que as forças resultantes são superiores às de um processo sem autoexcitação, o que indica um desgaste mais acelerado e conseqüentemente uma redução na vida útil da ferramenta.

Considerando os trabalhos anteriores aqui apontados é razoável considerar o torneamento duro uma possibilidade para fabricação de superfícies texturizadas. Savella (2021) conduziu uma investigação da influência de alguns parâmetros de corte sobre a vibração da ferramenta e, conseqüentemente, sobre a integridade

superficial da peça empregando o processo de torneamento duro. A superfície obtida por ele apresenta uma topografia incomum da observada na literatura. A Figura 8 mostra a superfície obtida, pode-se ver que a superfície não apresenta as marcas da aresta cortante e a sua relação com o avanço, como é comum para o torneamento convencional, tendo uma topográfica similar as superfícies texturizadas obtidas utilizando VAM.

Figura 8: Superfície fabricada no torneamento duro com 250 rpm de rotação, avanço de 0,05 mm e 0,5 mm de profundidade.



Fonte: Savella (2021).

Gibim et al. (2022) analisaram os sinais de vibração obtidos por Savella (2021) no domínio da frequência através de uma Densidade Espectral de Potência (PSD, do inglês power spectral density). Em seguida as imagens 2D das superfícies produzidas foram analisadas com o auxílio do software ImageJ e o plugin TTorg desenvolvido por Pasqualin et al. (2015), assim as imagens foram classificadas de forma quantitativa quanto a presença de textura. Comparando a PSD com a análise das imagens 2D os autores concluem que as superfícies que apresentam a textura incomum estão relacionadas com a ocorrência de *chatter* durante a usinagem. Os parâmetros de corte que levaram a texturização foram empregados em um experimento na intenção de replicar as tais superfícies, o torneamento foi realizado como em Savella (2021) tendo somente duas diferenças: a geometria e o material da peça a ser usinada. Conclui-se que não é possível reproduzir as texturas, ou seja, causar o *chatter* apenas reproduzindo o mesmo experimento com parâmetros de

corde, porta ferramenta e máquinas iguais.

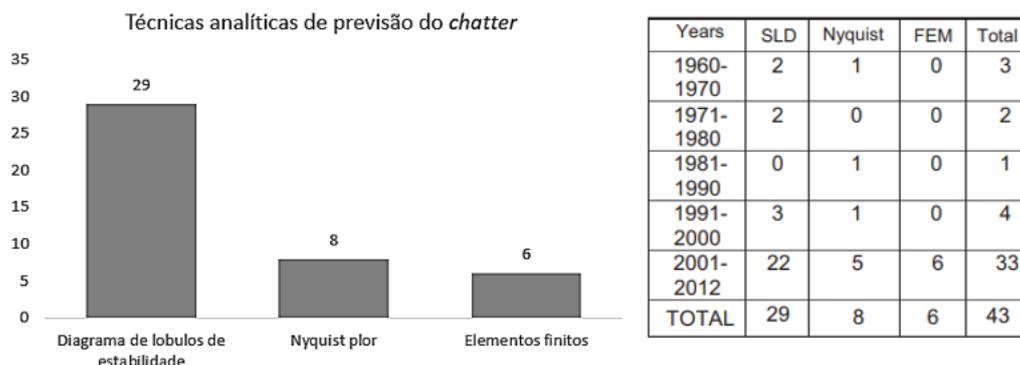
Com base na análise dos elementos apresentados, pode-se inferir que a produção de superfícies texturizadas por meio do fenômeno de *chatter* requer uma compreensão aprofundada da vibração autoexcitada que ocorre intrinsecamente no processo de usinagem. Um estudo mais detalhado das variáveis que influenciam o fenômeno vibratório poderia permitir o controle e a aplicação deste na morfologia das superfícies. No entanto, a principal dificuldade reside na tentativa de controlar e prever o fenômeno do *chatter*, que é notoriamente caracterizado por sua instabilidade.

Vibrações estão presentes em quase todos os processos de usinagem e são o maior obstáculo para atingir altas taxas de remoção de material. Taylor (1907) foi o primeiro a identificar a vibração como uma limitação na produtividade nos processos de usinagem e afirmou que a vibração é o “mais obscuro e delicado de todos os problemas enfrentados nas operações de usinagem”.

As vibrações podem ser classificadas em duas classes: Vibração livre ou forçada. Um pêndulo é um exemplo de vibração livre, uma vez que, depois da perturbação inicial não existem forças externas atuando no mesmo e o sistema vibra livremente. A vibração forçada é caracterizada pelo sistema estar sujeito constantemente a uma força externa, muitas vezes uma excitação cíclica. Esse tipo de vibração é comum em máquinas. Se na vibração forçada a frequência da força externa coincidir com uma das frequências naturais do sistema o mesmo entra no que chamamos de ressonância ou *chatter*, nessas frequências até mesmo forças periódicas pequenas podem causar vibrações de alta amplitude (RAO, 2008).

A ressonância no processo de usinagem vem sendo estudado a mais de um século e ainda é o maior obstáculo para a automação da maioria desses processos, por ser um fenômeno instável o *chatter* causa inúmeros problemas como má qualidade superficial, ruído excessivo, quebra de componentes da máquina, redução da vida útil da ferramenta e da produtividade. Na Figura 9 é mostrado uma progressão dos artigos publicados referente as 3 modelagens mais comuns para previsão de *chatter*, o número de publicações cresceu em 725% comparando a década de 90 com os anos 2000. Referente a outras áreas de vibração como: técnicas de detecção, aquisição de sinal, técnicas utilizando IA e técnicas de controle em processos de usinagem o número de publicações aumentou em 120, 90, 50 e 25% respectivamente, na mesma época (Siddhpura; Paurobally, 2012).

Figura 9: Número de publicações sobre técnicas de previsão do *chatter*.



Fonte: Adaptado de (Siddhpura; Paurobally, 2012).

Arnold (1946) examinou inúmeros parâmetros aos quais a ferramenta de corte estaria sujeita durante a usinagem tanto analiticamente quanto experimentalmente, o estudo foi feito para várias máquinas. Ele propôs que as forças de corte são uma função da velocidade de corte e que o fator mais importante para o *chatter* não seria essa força periódica externa, mas sim o que inicia a ressonância e a mantém é criado no próprio processo vibratório, ou seja, ele é causado pela instabilidade do processo de corte.

Fishwick et al. (1958) e Polacek et al. (1963) observaram que a variação na espessura do cavaco devido a vibração afeta dinamicamente as forças, uma vez que a força de corte na usinagem está diretamente relacionada a espessura do cavaco, o que causa a um aumento na amplitude da vibração que por sua vez leva ao fenômeno de vibração autoexcitada. Foi também observado que a profundidade de usinagem é o parâmetro de maior impacto na resposta vibratória do processo.

O *chatter* foi e ainda é um tópico de extrema importância na manufatura, essa relevância se mantém ao longo dos anos por dois fatores: a complexidade do fenômeno torna o seu estudo e compreensão não triviais e os efeitos negativos tem grande impacto nas taxas de remoção de material e conseqüentemente no custo benefício da usinagem. Em relação ao primeiro fator: a vibração é um fenômeno altamente complexo devido à diversidade de elementos que podem compor o sistema dinâmico e seu comportamento: a ferramenta de corte, o porta-ferramenta, o material da peça, a estrutura da máquina-ferramenta e os parâmetros de corte (Quintana et al, 2011).

A técnica de construção do Diagrama de lóbulos de estabilidade (DLE) é amplamente adotada pelos pesquisadores, atribuindo sua popularidade à simplicidade e clareza na determinação de estados de corte estáveis e instáveis. O DLE é aplicável a modelos matemáticos que englobam uma variedade de processos de corte com diferentes Graus de Liberdade (DoF). Sua elaboração demanda conhecimento prévio de diversos aspectos, como a Função de Resposta em Frequência (FRF) da ferramenta de corte, suporte de ferramenta, máquina-ferramenta e material da peça. No entanto, a modelagem do processo para a identificação do DLE apresenta desafios significativos. As estruturas com múltiplos graus de liberdade, a presença de vários dentes de corte e as forças de corte variáveis, bem como as direções de carga de cavacos, adicionam complexidade à análise e ao cálculo (Quintana et al, 2011).

Uma vez que a FRF da ferramenta é utilizada para a elaboração dos lóbulos de estabilidade se torna importante monitorar quais fatores podem influenciar a mesma. Ewins (2000) diz que alguns fatores devem ser levados em conta na análise modal para determinar com exatidão a resposta do sistema, sendo elas: A fixação e excitação da estrutura, o processamento de dados e a identificação dos parâmetros modais. Pensando no primeiro fator, o suporte da estrutura pode ser “livre” ou engastado.

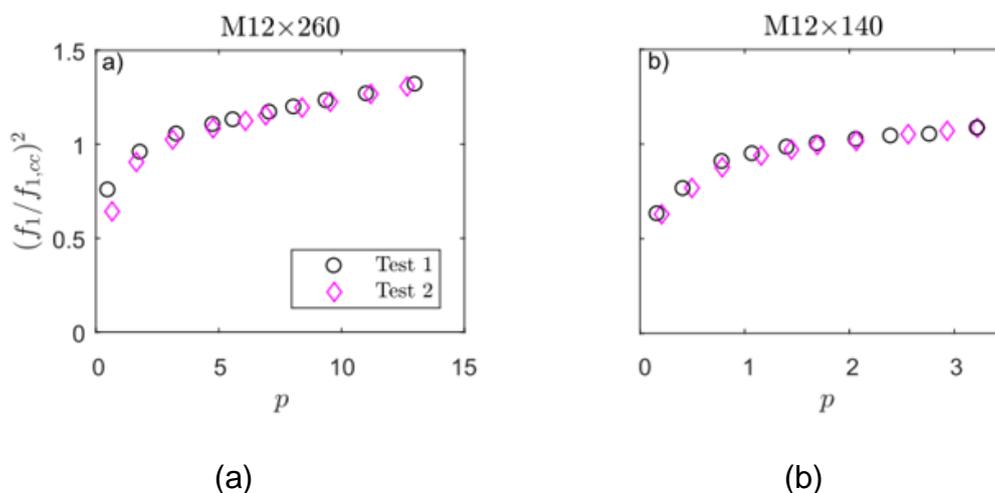
O suporte engastado tenta reproduzir a situação onde pontos selecionados da estrutura estariam fixos ao solo, essa condição é extremamente fácil de aplicar a uma análise teórica do que a um modelo prático. Isso ocorre pois é muito difícil proporcionar uma base ou fundação sobre a qual fixar a estrutura que seja suficientemente rígida para proporcionar o aterramento necessário. Todas as estruturas têm uma impedância finita (ou uma mobilidade diferente de zero) e, portanto, não podem ser consideradas verdadeiramente rígidas, mas embora possamos aproximar a condição livre por meio de uma suspensão macia, é mais difícil aproximar a condição aterrada ao projetar a estrutura de suporte (Ewins, 2000).

Uma das aproximações feitas para deduzir o Diagrama de módulos de estabilidade é que a ferramenta está engastada, tendo em mente que qualquer fixação não é perfeitamente engastada, pode-se levar em conta, no caso do torneamento, que o parafuso que fixa o porta ferramenta pode ter efeito na função de resposta em frequência do mesmo.

Mohamed et al. (2018) propuseram uma técnica para estimar o nível de aperto

de um parafuso e quantificar a tensão do mesmo se baseado para isso nas frequências naturais do parafuso, em particular a primeira frequência natural. Um experimento é realizado em duas estruturas cada uma delas sendo presa por parafusos de diferentes comprimentos, o parafuso é excitado utilizando o impacto de um pêndulo ao longo da direção transversal, as frequências naturais são monitoradas à medida que os parafusos são gradualmente apertados. O parafuso é modelado como uma viga unidimensional pré tensionada com suportes elásticos nas duas pontas. A frequência natural da estrutura parafusada exibiu comportamentos não lineares e lineares dependendo do nível de tensão do parafuso.

Figura 10: Frequência normalizada do (a) parafuso longo e (b) parafuso curto em função da tensão, também normalizada.



Fonte: Mohamed et al. (2018).

O modelo proposto apresentou grande concordância com as frequências medidas o que levou à conclusão de que o comportamento não linear que ocorre na baixa tensão se deve às condições de contorno depender não linearmente da tensão, e também sugerindo que o comportamento linear em alta a tensão ocorre devido ao parafuso estar efetivamente engastado. A sensibilidade da frequência natural do parafuso a tensão aplicada sugere que a frequência normalizada pode ser usada na avaliação do nível de aperto do parafuso.

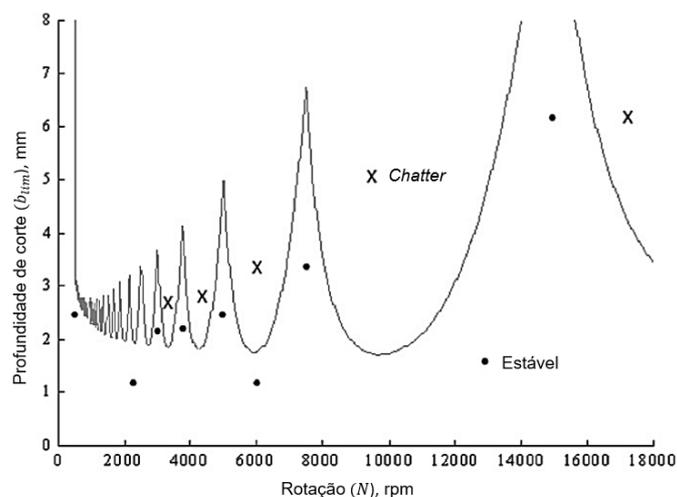
Parâmetros como profundidade de usinagem, avanço, rotação, desgaste da ferramenta, ângulos da ferramenta entre outros já foram amplamente estudados em relação a sua influência no processo de usinagem, no entanto ainda sim o *chatter* não

é totalmente compreendido e controlado. A influência do aperto do parafuso no processo vibratório ainda não foi estudada profundamente mesmo existindo indícios de que ele traga algum impacto na frequência natural da ferramenta. O presente trabalho tem como objetivo entender o impacto do torque aplicado no parafuso que prende a ferramenta de corte no diagrama de lóbulos de estabilidade.

2. DIAGRAMA DE LOBULOS DE ESTABILIDADE

O diagrama de lóbulos de estabilidade (DLE) é uma ferramenta gráfica usada para prever a ocorrência de vibrações regenerativas (*chatter*) durante o processo de usinagem. Ele é obtido por meio da análise modal e representa graficamente as regiões de estabilidade e instabilidade em função de parâmetros de corte, como a velocidade de corte e a profundidade de usinagem. O DLE é composto por curvas que delimitam as regiões de estabilidade e instabilidade, chamadas de lóbulos de estabilidade. A região de estabilidade é caracterizada pela ausência de vibrações regenerativas, enquanto a região de instabilidade é caracterizada pela presença de vibrações regenerativas.

Figura 11: Típico DLE mostrando os lóbulos de estabilidade para várias rotações e profundidades de corte.



Fonte: Adaptado de (Siddhpura; Paurobally, 2012).

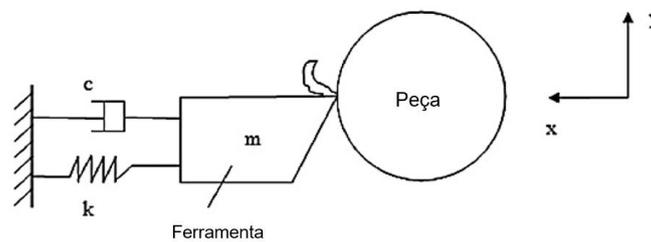
A análise matemática do Diagrama de Lóbulos de Estabilidade seguiu a metodologia proposta por Altintas (2012), a qual é exemplificada de maneira mais

detalhada a seguir. A espessura dinâmica do cavaco $h(t)$ pode ser obtida pela Equação 1:

$$h(t) = h_0 - [x(t) - x(t - T)] \quad (1)$$

sendo que h_0 é a taxa de avanço da ferramenta, que também representa a espessura nominal do cavaco, e que $[x(t) - x(t - T)]$ representa a espessura dinâmica do cavaco. A modelagem matemática é feita considerando o torneamento como um sistema de um grau de liberdade, no qual a ferramenta é flexível e a peça é rígida, Figura 11.

Figura 12: Modelo de um grau de liberdade no torneamento.



Fonte: Adaptado de (Siddhpura; Paurobally, 2012).

Considerado também o corte como ortogonal e que a única força presente é a de avanço. A equação de movimento do sistema pode ser expressa pela Equação 2:

$$m\ddot{x}(t) + c\dot{x}(t) + kx(t) = F_f(t) \quad (2)$$

Na qual m , c e k são os coeficientes de massa, amortecimento e rigidez, respectivamente. A força de corte F_f pode ser dada por $K_f b [x(t - T) - x(t)]$ onde K_f é a constante de corte, b a largura de corte em mm. Substituindo a Equação 1 na Equação 2 e dividindo por m tem-se:

$$\ddot{x} + \frac{c}{m}\dot{x} + \frac{k}{m}x = \frac{K_f b}{k} \frac{k}{m} [x(t - T) - x(t)] \quad (3)$$

Aplicando a transformada de Laplace na Equação 3 e usando as relações, $\omega_n^2 = \frac{k}{m}$, $\frac{c}{m} = 2\zeta\omega_n$ e assumindo $\frac{K_f b}{k} = \varphi$

$$s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2 = \varphi\omega_n^2(e^{-sT} - 1) \quad (4)$$

Da Equação 4, a função de transferência do sistema pode ser obtida por derivação direta da equação diferencial como

$$\Gamma(s) = \frac{1}{ms^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (6)$$

Substituindo $s = j\omega$ na Equação 5, onde ω é a frequência natural não amortecida, a parte real e a imaginária da função de transferência é:

$$G(\omega) = \frac{\omega_n^2 - \omega^2}{R(\omega)} \quad (6)$$

$$H(\omega) = \frac{-(2\zeta\omega_n)\omega}{R(\omega)} \quad (7)$$

onde,

$$R(\omega) = (\omega_n^2 - \omega^2)^2 + (2\zeta\omega_n)^2 \omega^2 \quad (8)$$

ω é a frequência de *chatter*.

A profundidade de usinagem limite na qual o processo de torneamento muda de estável para instável pode ser encontrada pela relação:

$$b_{lim} = \frac{-1}{2K_f G(\omega)} \quad (9)$$

A equação leva a uma profundidade de usinagem real positiva somente quando $G(\omega)$ for negativa. Define o ângulo de fase

$$\psi = \tan^{-1} \frac{H(j\omega)}{G(j\omega)} \quad (10)$$

e com mais algumas manipulações matemáticas, o período e a fase podem ser obtidos:

$$T = \frac{1}{\omega} [2n\pi + \theta] \quad (11)$$

$$\theta = 3\pi + 2\psi \quad (12)$$

Por fim a rotação pode ser obtida por:

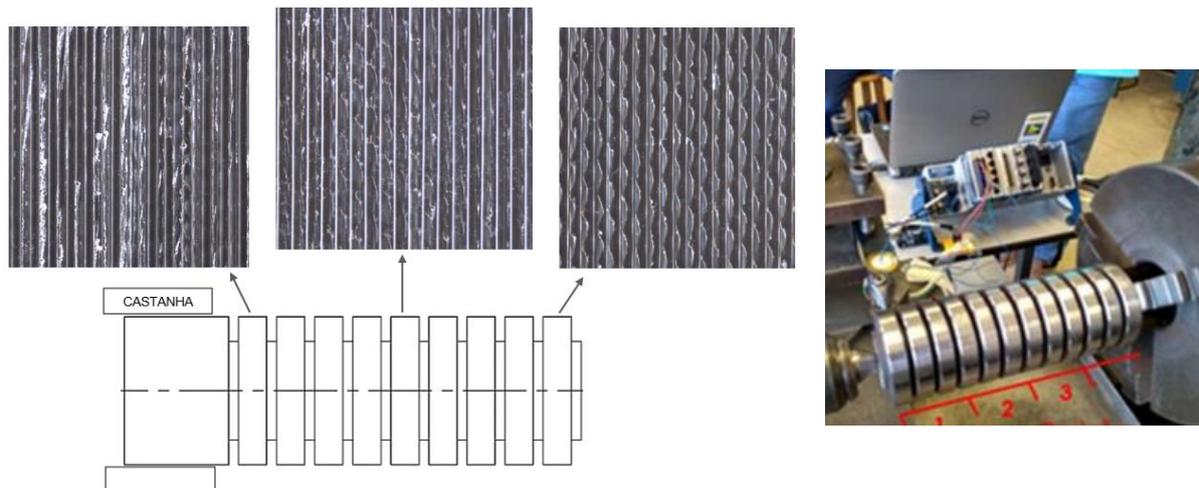
$$N = \frac{60}{T} \quad (13)$$

Com as Equações 9 e 13, o diagrama de lóbulos de estabilidade pode ser criado, podendo ser observados os pontos de estabilidade e instabilidade. Adailton (2022) realizou um estudo de controle passivo de vibração utilizando um dispositivo *shunt* piezoelétrico, para análise dos resultados o diagrama de lóbulos de estabilidade foi utilizado. O autor mostra que, se os parâmetros equivalentes do modelo estiverem bem ajustado é possível determinar uma profundidade de usinagem limite próxima a real. Demonstrando que com o modelo de um grau de liberdade pode ser gerado um DLE confiável.

3. AVALIAÇÃO DE TEXTURAS INDUZIDAS POR VIBRAÇÃO NO TORNEAMENTO DURO DE UM AÇO FERRAMENTA

Savella (2021) usinou um corpo de prova de aço ferramenta para trabalho a quente tipo H13. Após o desbaste o mesmo passou pelo tratamento térmico de têmpera e revenimento para obtenção de dureza de aproximadamente 50 HRC. Para os testes foi implementado um planejamento fatorial com uma variável aplicada em nove níveis e outras duas variáveis aplicadas em dois níveis. A primeira variável refere-se a um dos nove colos do corpo de prova, e é chamada de “distância da placa”. Os outros fatores são a rotação (n , rpm) e o avanço (f , mm), ambos empregados em dois níveis (Tabela 1). A profundidade de usinagem (a_p) continuou fixa em 0,5 mm para todo processo. Para cada um dos colos e condições de usinagem foram coletadas amostras das superfícies. A Figura 13 traz um esquemático do corpo de prova e das amostras.

Figura 13: Superfícies 2D retiradas dos corpos de prova de Savella (2021) a 250 rpm e 0,05 mm/ver.



Fonte: Própria autora.

Gibim et al. (2022) analisaram as imagens 2D com o auxílio do software ImageJ e o plugin TOrg desenvolvido por Pasqualin et al. (2015). Para isso a imagem é binarizada e o plug-in identifica a distância e o ângulo das marcas existentes, com essas informações é criado um histograma que sintetiza os resultados.

Tabela 1: Variáveis do planejamento fatorial aplicadas em dois níveis

n (rpm)	200	250
f (mm)	0,05	0,10

Fonte: Savella (2021).

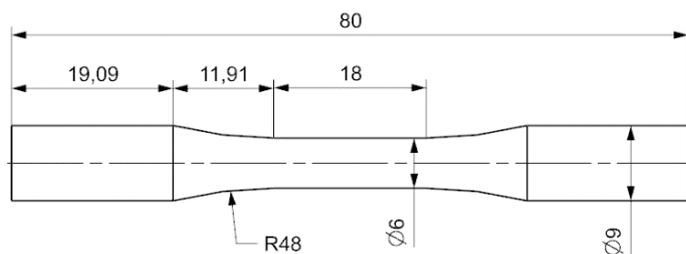
Os sinais de vibração obtidos no experimento de Savella (2021) foram analisados por Gibim et al. (2022) no domínio da frequência através de uma Densidade Espectral de Potência (PSD, do inglês *power spectral density*). Comparando as duas análises notou-se que duas condições de corte estavam relacionadas ao *chatter* e a texturização das superfícies, a condição que causava a maior pseudo textura e a que não causada foram utilizadas no experimento.

3.1. DESCRIÇÃO DE SETUP E TESTES EXPERIMENTAIS

Foram conduzidos ensaios buscando reproduzir os resultados de Savella (2021), de forma a verificar se é possível efetuar algum controle sobre as texturas obtidas. Para isso, foram produzidos diferentes corpos de prova daquele usinado por Savella (2021), utilizando também outro aço ferramenta para trabalho a quente, tipo VEX, no estado temperado e revenido. Foi empregado o torno CNC Romi Centur 30D, que dispõe de 12,5 cv e 4.000 rpm no eixo-árvore e também o porta ferramenta Ceratizit SVJCR 2525 M16, e os insertos VCGT 160404EN-SF, classe TCM407 (ISO HT P10), um cermet sem cobertura.

O corpo de prova foi desbastado entre centros por torneamento cilíndrico externo, após esse processo o mesmo passou por tratamento térmico de têmpera e revenimento para obtenção de dureza de aproximadamente 230 HB. O corpo de prova foi usinado conforme a norma ASTM E466 (2022) (Figura 14) com o intuito de posteriormente ser submetido a um ensaio de fadiga para avaliar o efeito da superfície pseudo-texturizada sobre o comportamento mecânico.

Figura 14: Corpo de prova usinado.



Fonte: ASTM E466 (2022).

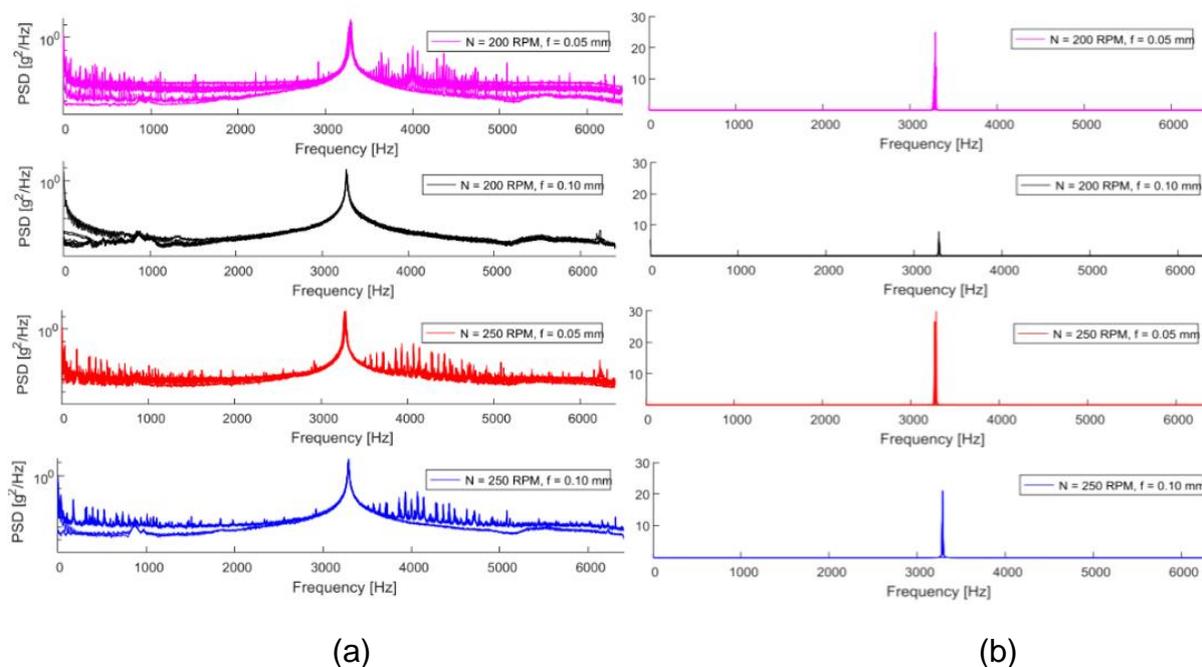
Foram produzidos 6 corpos de prova no total, os quais foram usinados utilizando duas condições de corte distintas, as quais coincidem com a superfície sem a pseudo-textura e com a superfície onde a pseudo-textura é mais predominante. Um com velocidade de corte de 28 m/min (200 rpm) e avanço de 0,10 mm e outro com 35 m/min (250 rpm) e 0,05 mm, a profundidade de usinagem foi mantida constante em 0,5 mm.

3.2. RESULTADOS

Em Savella (2021), para a coleta de dados de vibração, foram acoplados dois acelerômetros piezoelétricos PCB 333B30 nas faces normais às direções de corte (A1) e avanço (A2) do porta-ferramentas. A sensibilidade de aquisição é de aproximadamente 10,2 mV/(m/s²), seu alcance de medida de aceleração é de no máximo 490 m/s² (50 g) e a faixa de frequência aceita pelo acelerômetro varia entre 0,5 e 3000 Hz.

Os sinais de vibração obtidos pelos acelerômetros piezoelétricos durante o experimento de Savella (2021) foram analisados no domínio da frequência por meio de uma função de PSD em escala, como pode ser visto na Figura 15 (a). Notou-se que todas as condições de usinagem apresentaram valores de pico semelhantes, aproximadamente 3200 Hz. Outro aspecto visível é que somente a segunda condição de corte, referente à rotação de 200 rpm e 0,1 mm de avanço, não apresenta "ruídos" fora do pico de frequência.

Figura 15: Densidade Espectral de Potência (PSD) dos testes de Savella (2021), (a) escala logarítmica e (b) escala linear.

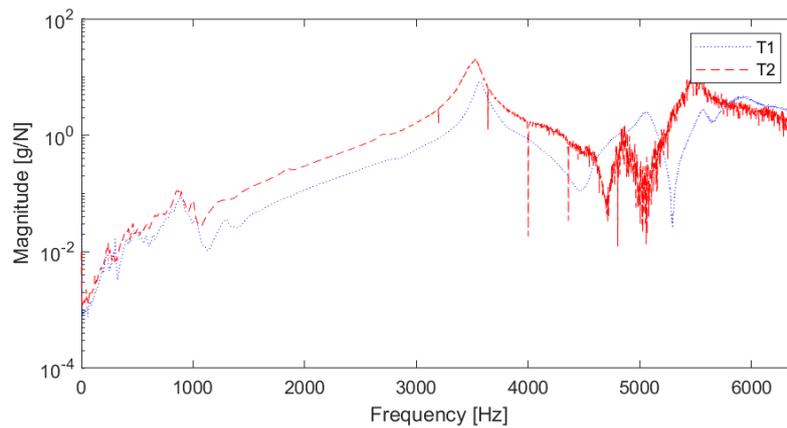


Fonte: Gibim et al. (2022).

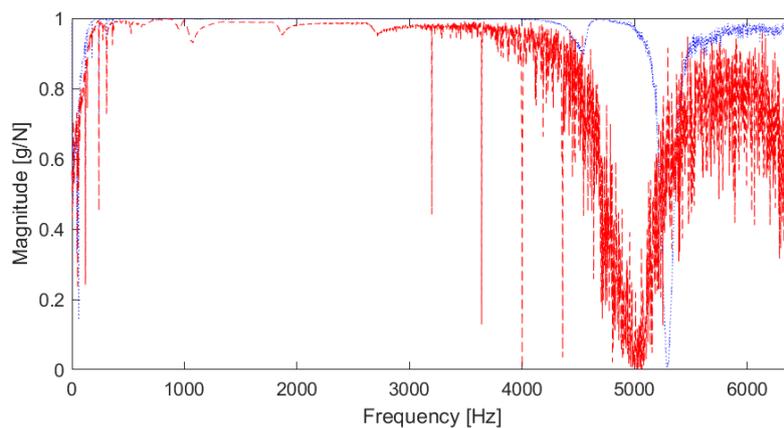
A Figura 15 (b) apresenta os dados de vibração através da PSD, agora em escala linear. A condição de corte com 200 rpm e avanço de 0,10 mm tem uma amplitude de aproximadamente 10 g²/Hz, sendo menor quando comparada com as outras condições de usinagem, o que pode indicar que não ocorreu o fenômeno de vibração autoexcitada nesse caso. A condição de corte que apresentou o maior valor de pico na PSD corresponde aos parâmetros de 250 rpm de rotação e 0,05 mm de avanço, com o valor de aproximadamente 30 g²/Hz.

Um teste de impacto (*Bump-Test*) foi realizado na ferramenta de corte utilizada por Savella (2021) e por Gibim et al. (2022). O *Bump-test* consiste em excitar uma estrutura a fim de extrair suas frequências naturais. Na Figura 16, é possível notar que a frequência natural da ferramenta de Savella (2021), representado pela curva T2, é de 3530 Hz e Gibim et al. (2022), curva T1, é de 3568 Hz

Figura 16: FRF e Função de Coerência do Impacto vertical



(a)



(b)

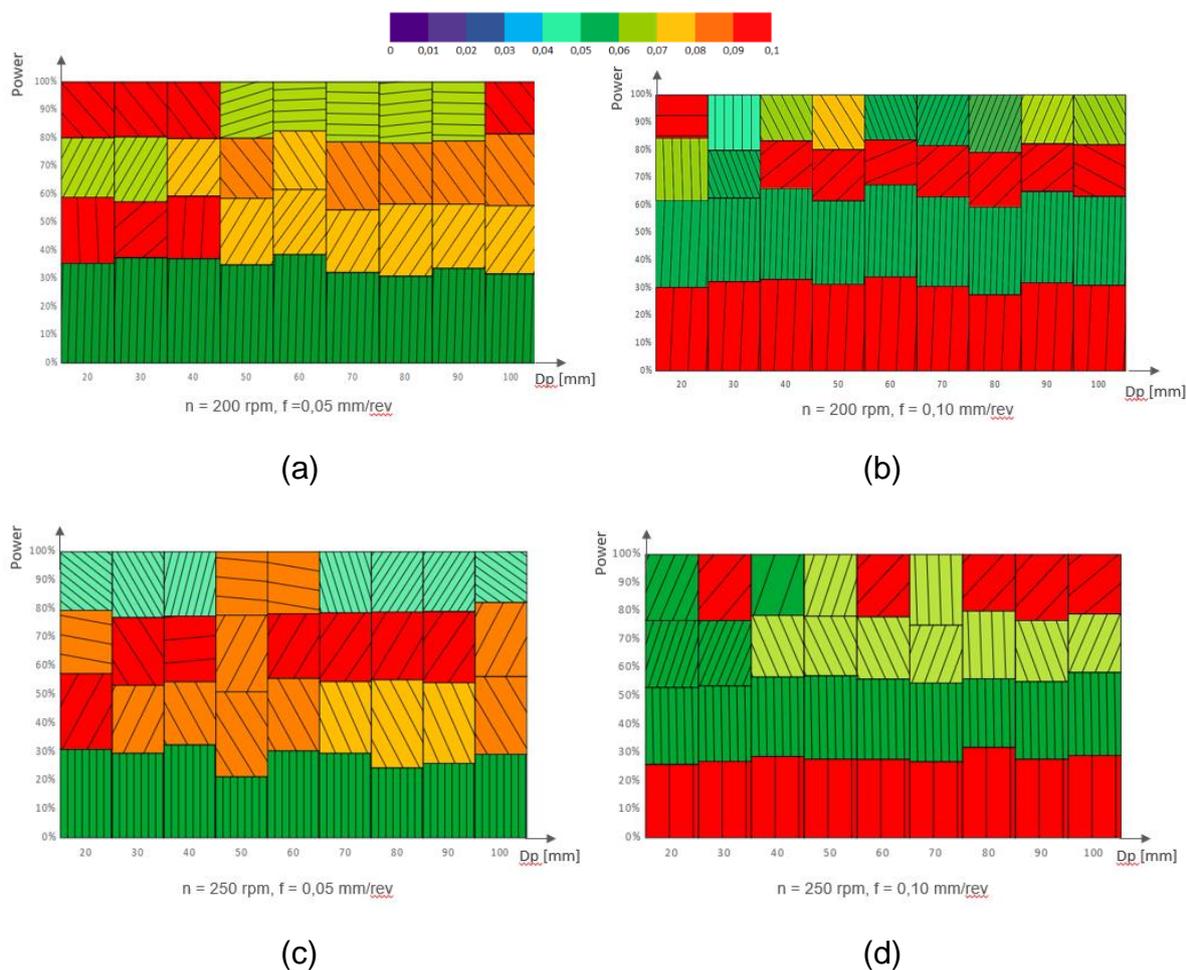
Fonte: Gibim et al. (2022).

Nota-se que os picos presentes na Figura 16 estão consideravelmente próximos à frequência de 3530 Hz da Figura 15; a diferença verificada deve-se, possivelmente, a pequenas diferenças no comprimento da ferramenta em balanço e no aperto dos parafusos de fixação, pois o bumb-test e experimento de Savella (2021) foram realizados em momentos diferentes.

As imagens 2D obtidas por Savella (2021) foram analisadas utilizando o software ImageJ e o plugin TTorg desenvolvido por Pasqualin et al. (2015). A Figura 17 traz uma compilação dos resultados obtidos para as quatro condições de corte. A tabela de cores denota o período obtido para cada padrão de textura, de menor (roxo) a maior (vermelho), com fundo de escala em 0,1 mm. A orientação das hachuras está relacionada com o ângulo do padrão de textura verificado. São apresentadas as

quatro frequências predominantes a cada colo em usinagem em cada ensaio. Os resultados foram normalizados para que essas quatro totalizassem 100% da variável power.

Figura 17: Resumo dos dados obtidos pelo TTorg para (a) 200 rpm e 0,05 mm/rev; (b) 200 rpm e 0,10 mm/rev; (c) 250 rpm e 0,05 mm/rev e (d) 250 rpm e 0,10 mm/rev.



Fonte: Gibim et al. (2022).

Na Figura 17 (a) e (b), vê-se a predominância do período de 0,05 mm na direção vertical, o que coincide com as marcas de avanço. Também se percebe relevantes as marcas em forma de “x” (50° e 150°) a partir de 40 mm de distância da placa.

Na Figura 17 (b), destacam-se as marcas na direção vertical para períodos de 0,05 mm e 0,10 mm; esse último, coincide com as marcas de avanço, enquanto o

primeiro deve estar relacionado ao contato da peça com a superfície de folga secundária da ferramenta. Com menor prevalência, a partir de 40 mm de distância da placa, aparecem também riscos a 40°.

Finalmente, na Figura 17 (d), de forma similar ao que foi verificado na Figura 9 (b), destacam-se as marcas verticais nos períodos de 0,05 mm e 0,10 mm, mas também marcas em “x” a partir de 40 mm.

As duas condições que apresentam a maior amplitude na PSDs em escala linear (Figura 15) coincidem com as duas superfícies mais “texturizadas” de acordo com o histograma (Figura 17 (a) e (b)), sendo essas as condições de usinagem com mesmo avanço, 0,05 mm, e as duas rotações, 200 e 250 rpm.

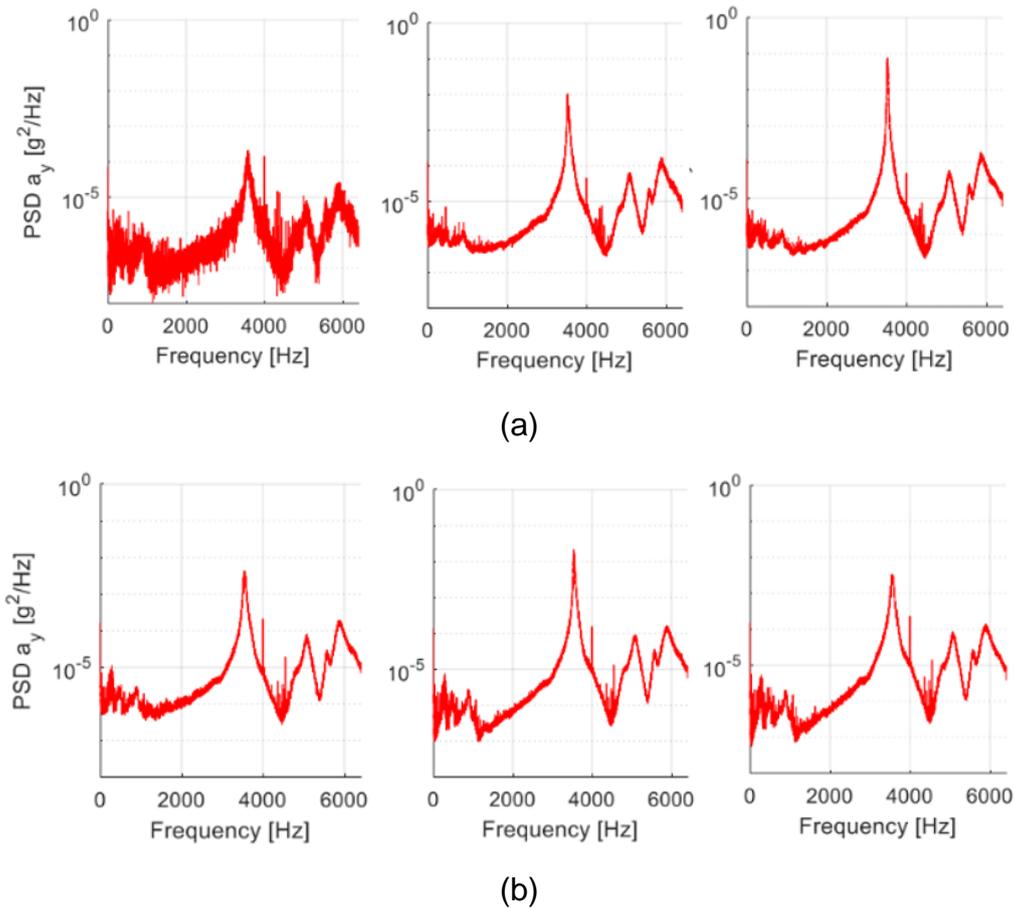
A condição que tem o menor pico da PSDs linear (Figura 15 (b)) é a única a não apresentar “ruídos” na Figura 15 (a), correspondente a PSDs logarítmica, o que indica não haver contribuições menores de outras frequências. Essa mesma condição, segundo o histograma, Figura 17, não apresenta a superfície pseudo-texturizada.

Pode-se concluir que a existência de “ruídos” na PSD logarítmica juntamente com uma maior amplitude na PSD linear estão correlacionados com a superfície incomum encontrada, sendo que, os dois primeiros fatores mencionados são evidências da ocorrência de *chatter*. A única condição em que existe um “ruído” e uma alta amplitude sem a produção da superfície com pseudo-textura corresponde a última condição, de 250 rpm e 0,1 mm de avanço, isso pode ser explicado pelo fato de que, mesmo tendo uma alta amplitude se comparada com a menor ocorrência ela ainda é ligeiramente inferior as duas maiores em 5 g²/Hz.

A partir da análise dos resultados de Savella (2021) o experimento foi realizado em 6 corpos de prova utilizando a condição onde a pseudo-textura é mais evidente e a condição onde ela não é observada.

Os sinais de vibração obtidos pelos acelerômetros piezoelétricos durante o experimento com o corpo de prova da Figura 14 foram analisados, utilizando novamente a função de Densidade Espectral de Potência (PSD). Da mesma forma que em Savella (2021), em Gibim et al. (2021) nota-se que as duas condições de usinagem apresentaram valores de pico semelhantes, aproximadamente 3554 Hz (Figura 18).

Figura 18: Densidade Espectral de Potência (PSD) dos testes em escala logarítmica para (a) $N = 200$ rpm e $f = 0,10$ mm e (b) $N = 250$ rpm e $f = 0,05$ mm.

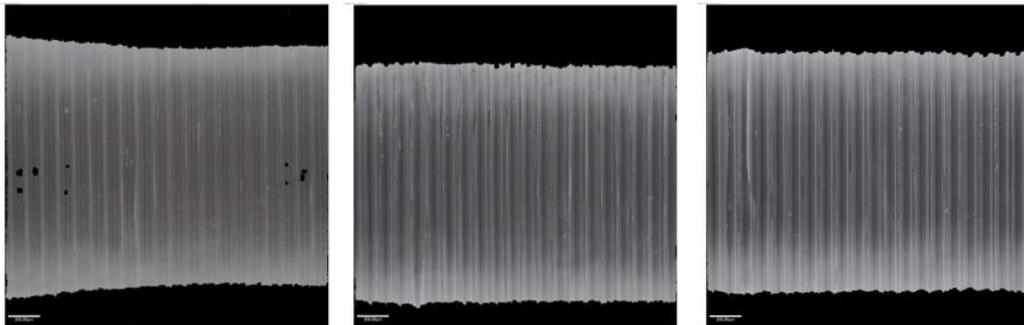


Fonte: Gibim et al. (2022).

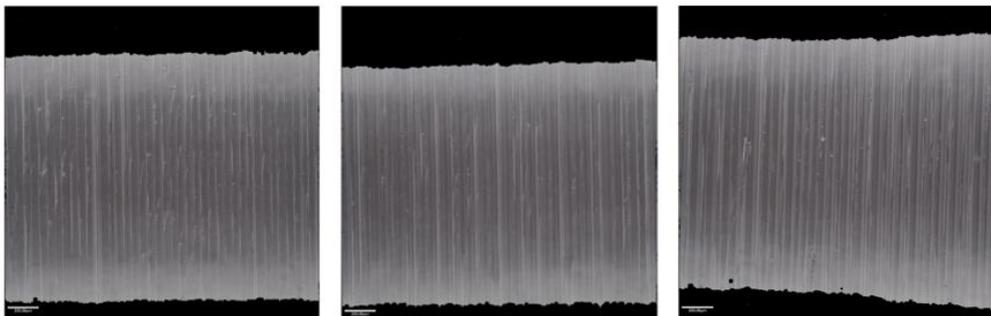
Na Figura 18 (a) nota-se que na primeira PSDs, a qual corresponde a usinagem do primeiro corpo de prova, tem -se um "ruído" maior em relação aos outros corpos de prova, isso se deve a quebra da ponta da ferramenta que ocorreu durante o processo. As duas condições de usinagem empregadas apresentaram valores similares de amplitude, muito próximos de zero. Também não apresentam um pico único, como em Savella (2021) (Figura 15), esses fatores indicam a não ocorrência de *chatter* em ambas as condições de corte.

Foram também realizadas medições 2D utilizando o microscópio Alicona InfiniteFocus SL, com intuito de verificar se ocorreu a fabricação da superfície incomum. A Figura 19 mostra a topografia em 3 pontos do corpo de prova, a superfície incomum obtida por Savella (2021) não foi reproduzida durante o experimento. A escala da imagem é de 200 μm .

Figura 19: Imagens 2D retiradas dos corpos de prova (a) $N = 200$ rpm e $f = 0,10$ mm e (b) $N = 250$ rpm e $f = 0,05$ mm.



(a)



(b)

Fonte: Gibim et al. (2022).

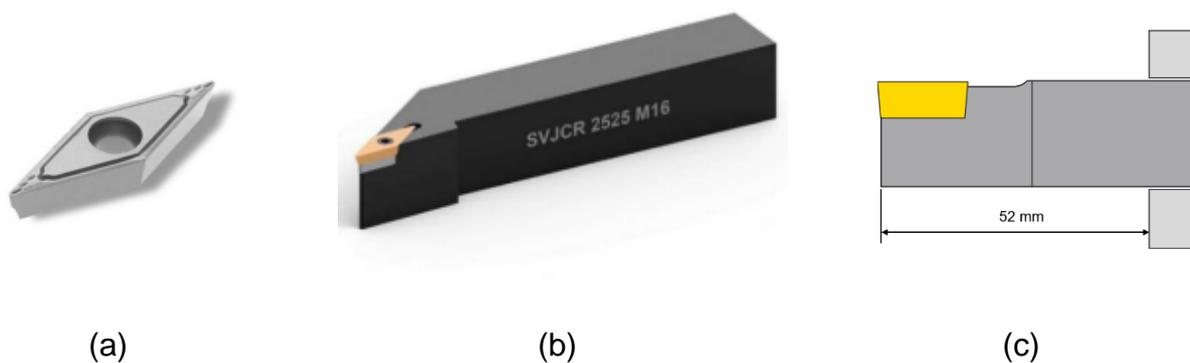
No entanto, verificou-se que ao tentar usar os mesmos parâmetros de usinagem e condições experimentais que as empregadas em Savella (2021), não foi possível reproduzir os mesmos resultados, possivelmente em razão de diferenças de geometria entre os corpos de prova ou da diferença notada no *Bump-test* (Figura 16) onde o mesmo porta ferramenta fixado com 55 cm em balanço não apresentou exatamente a mesma FRF. Outro fator que pode ter tido influência na não ocorrência do *chatter* e conseqüentemente na obtenção de superfícies não texturizadas pode ser o aperto dos parafusos que predem a ferramenta ao porta ferramenta. Essa variável não foi controlada nos experimentos de Savella (2021) nem de Gibim et al. (2022) mesmo existindo indícios de que o torque aplicado tenha influencia na frequência natural da ferramenta e conseqüentemente no diagrama de lóbulos de estabilidade.

4. AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO APERTO DO PARAFUSO DO PORTA FERRAMENTA NA RESPOSTA VIBRATÓRIO DO TORNEAMENTO

4.1 DESCRIÇÃO DE SETUP E TESTES EXPERIMENTAIS

Todos os equipamentos utilizados no experimento são os mesmos utilizados por Savella (2021) e Gibim et al. (2022), com exceção do torquímetro que não foi usado nos trabalhos citados. Foi empregado o torno CNC Romi Centur 30D, que dispõe de 12,5 cv e 4.000 rpm no eixo-árvore e também o porta ferramenta Ceratizit SVJCR 2525 M16, e os insertos VCGT 160404EN-SF, classe TCM407 (ISO HT P10), um cermet sem cobertura (Figura 20). O porta ferramenta foi fixado com 52 mm em balanço, assim como nos trabalhos citados.

Figura 20: Ferramentas de usinagem (a) insertos VCGT 160404EN-SF TCM407 e (b) porta-ferramentas Ceratizit SVJCR 2525 M16 (c) distância em balanço.



Fonte: (a) e (b) Savella (2021), (c) Própria autora.

O sensor utilizado foi o acelerômetro piezoelétrico PCB 333B30. Um na face normal a direção de corte (A1), como mostrado na Figura 21. A sensibilidade de aquisição é de aproximadamente $10,2 \text{ mV}/(\text{m/s}^2)$, seu alcance de medida de aceleração é de no máximo 490 m/s^2 (50 g) e a faixa de frequência aceita pelo acelerômetro varia entre 0,5 e 3000 Hz. Embora essa faixa tenha sido ultrapassada durante os experimentos, os resultados não foram afetados, pois a frequência de ressonância do sensor ultrapassa os 40.000 Hz.

Figura 21: (a) PCB 333B30 (b) acelerômetros instalados.



Fonte: (a) PCB Piezotronics an MTS Company (2021) (b) Própria autora.

Para aquisição, foi empregado o chassi cDAQ-9178 e o módulo de entrada de som e vibração da Série C NI-9234 (Figura 22) que tem 5 V, 51.2 kS/s/canal, quatro canais e que pode medir sinais de sensores piezoelétricos com eletrônica embarcada (IEPE). O software empregado é o LabVIEW da National Instruments.

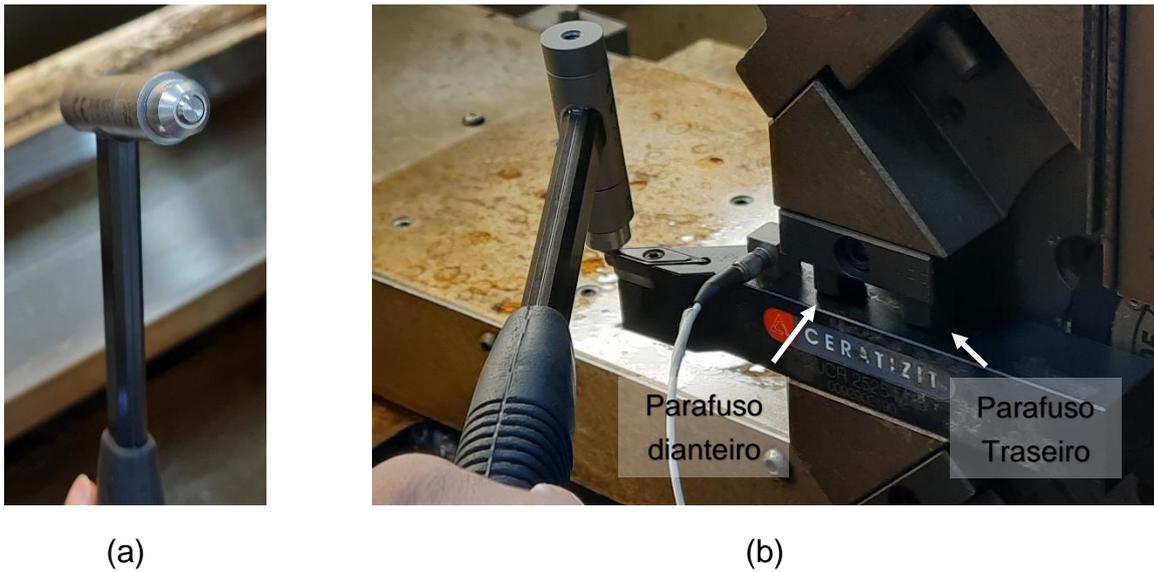
Figura 22: Módulo de entrada de som e vibração NI-9234.



Fonte: Savella (2021).

Para o levantamento da função de resposta em frequência (FRF) do sistema de porta-ferramentas, foram utilizados os dispositivos presentes na Figura 21, adicionalmente, um martelo de impacto PCB 086C03 (Figura 23), com sensibilidade: 2,25 mV/N, faixa de medição 2224 N de pico e ressonância 22 kHz com sensor de força PCB 208C02, sensibilidade: 11,241 mV/kN, faixa de medição até 0,4448 kN e faixa de frequência de 0,001 até 36000 Hz.

Figura 23: (a) Martelo de impacto PCB 086C03 (b) realização do *Bump-Test*.



Fonte: Própria autora.

O martelo foi utilizado para fornecer uma entrada impulsiva no porta-ferramentas. Para controlar o torque nos parafusos foi empregado o Torquímetro Torcoflex K Br Quadrado de 1/2", com capacidade de: 20 a 200 Nm, resolução 10 Nm, Ref. 3550-20 Gedore 047.899 e erro máximo de $\pm 4\%$ do valor estabelecido na escala. Será utilizado um adaptador para viabilizar o aperto dos parafusos (Figura 24).

Figura 24: (a) Torquímetro Torcoflex-K Ref 3550-20 047899 Gedore e (b) Adaptador.



Fonte: (a) <https://www.gedore.com.br> (2022) (b) Própria autora.

Um teste de impacto (*Bump-Test*) foi realizado na ferramenta de corte utilizada por Savella (2021) e por Gibim et al. (2022). O *Bump-test* consiste em excitar uma estrutura a fim de extrair suas frequências naturais para isso será utilizado o martelo de impacto e para cada teste serão feitas 10 repetições na seguinte sequência:

- **Teste 1:** aperto de 20 N.m nos dois parafusos
- **Teste 2:** aperto de 30 N.m nos dois parafusos
- **Teste 3:** aperto de 40 N.m nos dois parafusos

Desapertar os dois parafusos

- **Teste 4:** aperto de 40 N.m nos dois parafusos
- **Teste 5:** aperto de 30 N.m nos dois parafusos
- **Teste 6:** aperto de 20 N.m nos dois parafusos

Desapertar os dois parafusos

- **Teste 7:** aperto de 20 N.m no parafuso dianteiro e 40 N.m no traseiro
- **Teste 8:** aperto de 30 N.m no parafuso dianteiro e 40 N.m no traseiro
- **Teste 9:** aperto de 40 N.m no parafuso dianteiro e 40 N.m no traseiro

Desapertar os dois parafusos

- **Teste 10:** aperto de 40 N.m no parafuso dianteiro e 40 N.m no traseiro
- **Teste 11:** aperto de 30 N.m no parafuso dianteiro e 40 N.m no traseiro
- **Teste 12:** aperto de 20 N.m no parafuso dianteiro e 40 N.m no traseiro

Desapertar os dois parafusos

- **Teste 13:** aperto de 40 N.m nos dois parafusos

Desapertar os dois parafusos

- **Teste 15:** aperto realizado a mão nos dois parafusos

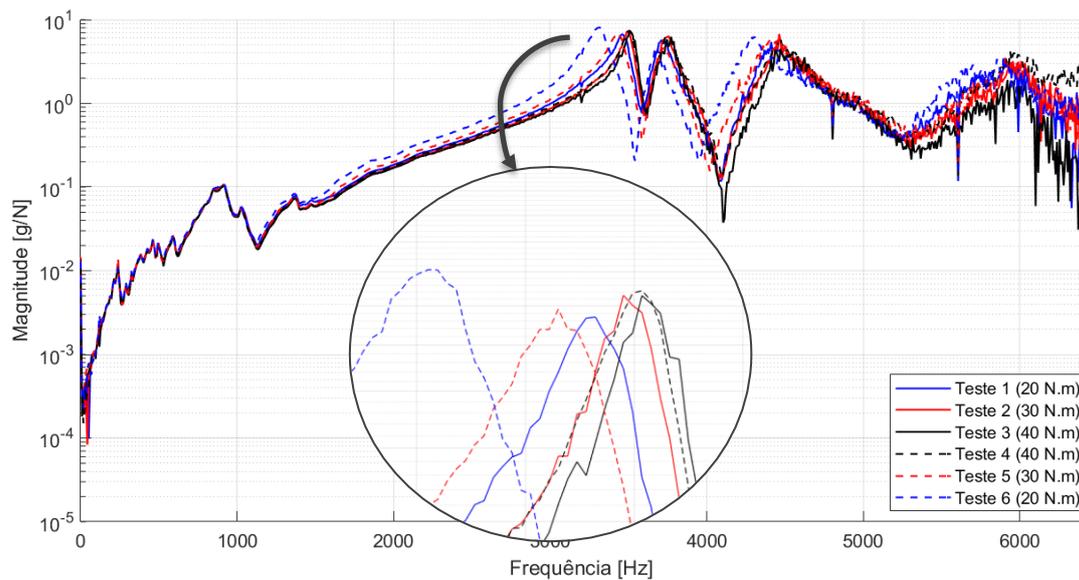
Sendo o parafuso dianteiro o mais próximo da pastilha da ferramenta e o dianteiro o mais distante, (Figura 23). Nos testes de 1 a 3 os dois parafusos não serão

soltos após cada teste, ou seja, depois do aperto de 20 N.m para o teste 1 será utilizado o torquímetro para apertar até o toque de 30 N.m sem que o parafuso seja desapertado. Já nos testes de 4 a 6 os dois parafusos são soltos entre cada teste. A mesma lógica é aplicada no restante do ensaio, nos testes de 7 a 9 o parafuso não será solto entre os testes, já no de 10 a 12 o parafuso será solto e reapertado a cada teste.

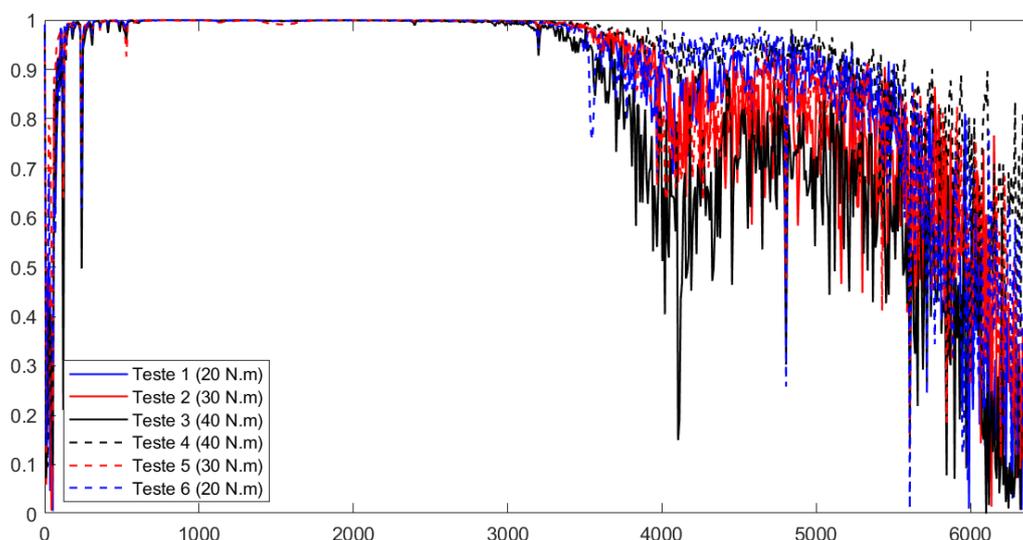
4.2. RESULTADOS

O resultado do *Bump-test* realizado para os testes de 1 a 6 são vistos na Figura 25. Nota-se que conforme ocorre um aumento do torque empregado nos parafusos a curva da resposta em frequência é deslocada para a direita. Nos testes de 1 a 3 é possível notar que o torque é diretamente proporcional à frequência natural da ferramenta. Nos testes 4, 5 e 6 o mesmo fenômeno é observado, conforme o torque aumenta o valor de pico da FRF também aumenta.

Figura 25: (a) Função de Resposta em Frequência e (b) Função de Coerência para os testes 1, 2, 3, 4, 5 e 6.



(a)



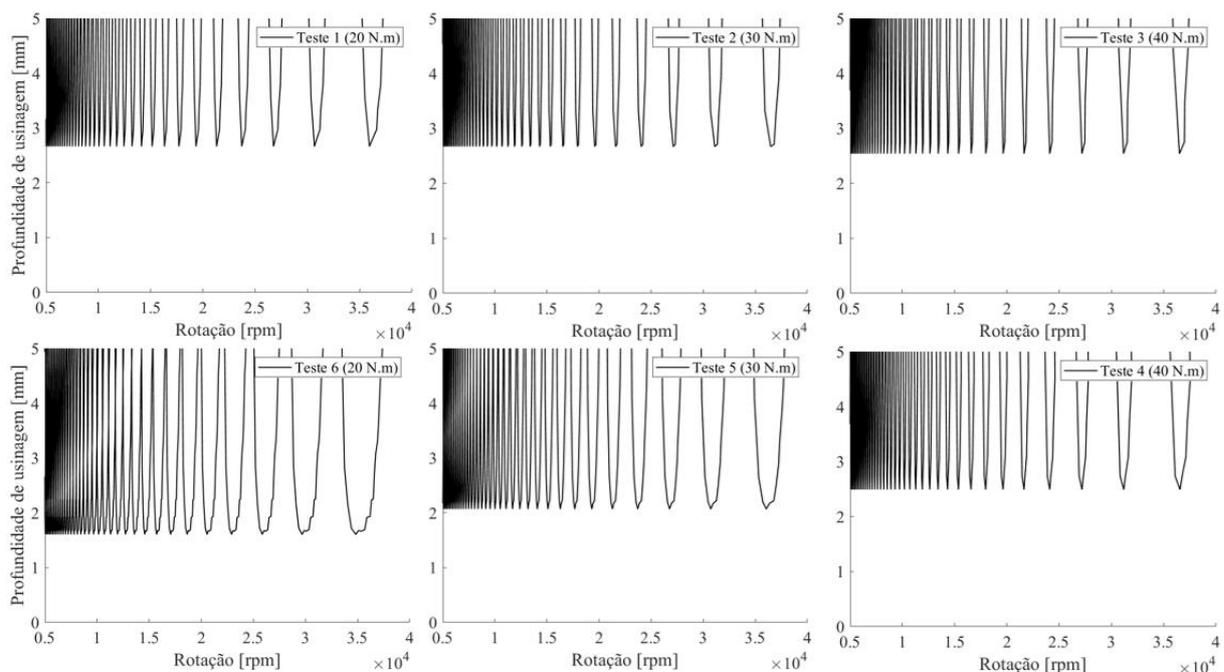
(b)

Fonte: Própria autora.

Com um torque de 40 N.m, as curvas da FRF mostraram resultados consistentes, com os testes 1 e 4 exibindo valores de pico semelhantes. No entanto, essa consistência não foi observada para os torques de 20 e 30 N.m. O torquímetro utilizado tem uma faixa de 20 a 200 N.m, e os valores de torque empregados estavam próximos ao limite inferior dessa faixa. Isso pode ter contribuído para a baixa repetibilidade observada nos resultados.

A partir da resposta em frequência de cada teste e com o auxílio das equações 9 e 13, é possível estimar os lóbulos de estabilidade. Esses lóbulos serão empregados na construção do Diagrama de Estabilidade para o processo de torneamento, estabelecendo uma relação entre a profundidade de usinagem limite (a_{lim}) e a rotação (n). Os cálculos foram realizados em rotina do Matlab, permitindo a obtenção do Diagrama apresentado na Figura 26.

Figura 26: Diagrama dos lóbulos de estabilidade para os testes (a) 1, 2, 3 e (b) 4,5 e 6.

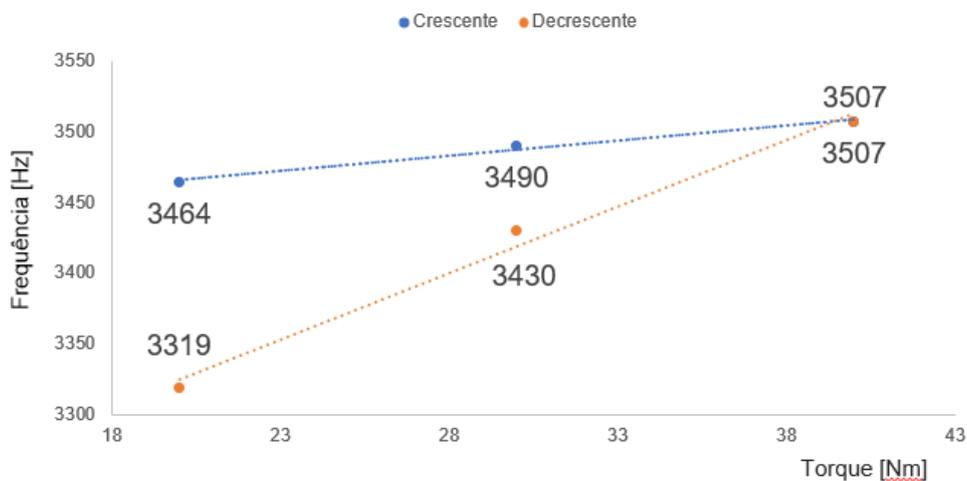


Fonte: Própria autora.

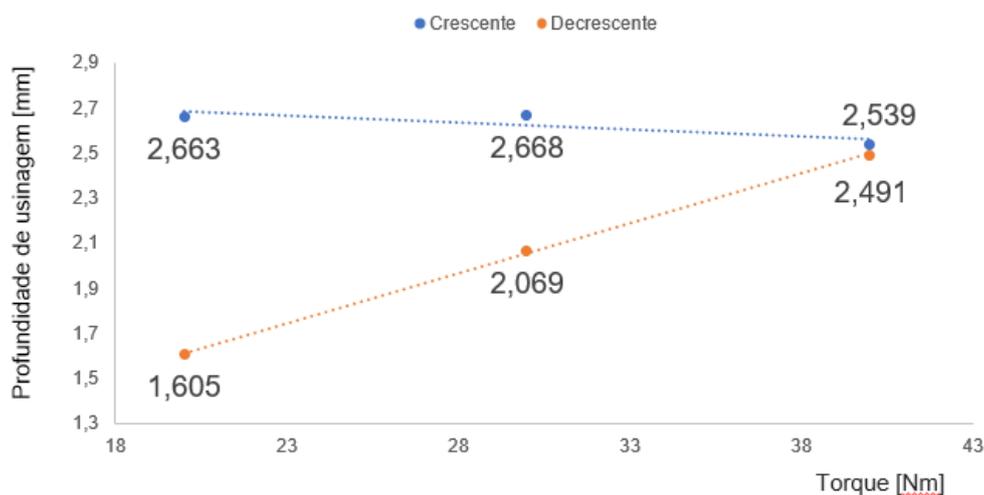
A Figura 27 resume os resultados de profundidade de usinagem e frequências encontradas para cada torque. Nota-se que conforme o torque aumenta a frequência natural da ferramenta também cresce, essa relação é observada com mais evidência nos testes 4, 5 e 6. Com o aumento de 20 N.m o torque a frequência aumentou em 43 Hz no teste 1 a 3, já no teste 4 a 6 esse mesmo aumento no torque causa um aumento de 188 Hz na frequência. Já em relação a profundidade de usinagem limite, ela aumenta linearmente com o aumento da frequência, nos testes de 1 a 3 não ocorre aumento na profundidade de usinagem limite, provavelmente devido a não ocorrer um aumento significativo na frequência natural nesses mesmos testes. Já nos testes

4,5 e 6 um aumento de 20 N.m no torque do parafuso aumenta a profundidade limite em aproximadamente 1 mm.

Figura 27: Testes 1 a 6 (a) Frequência versus Torque e (b) Profundidade de usinagem versus Torque.



(a)

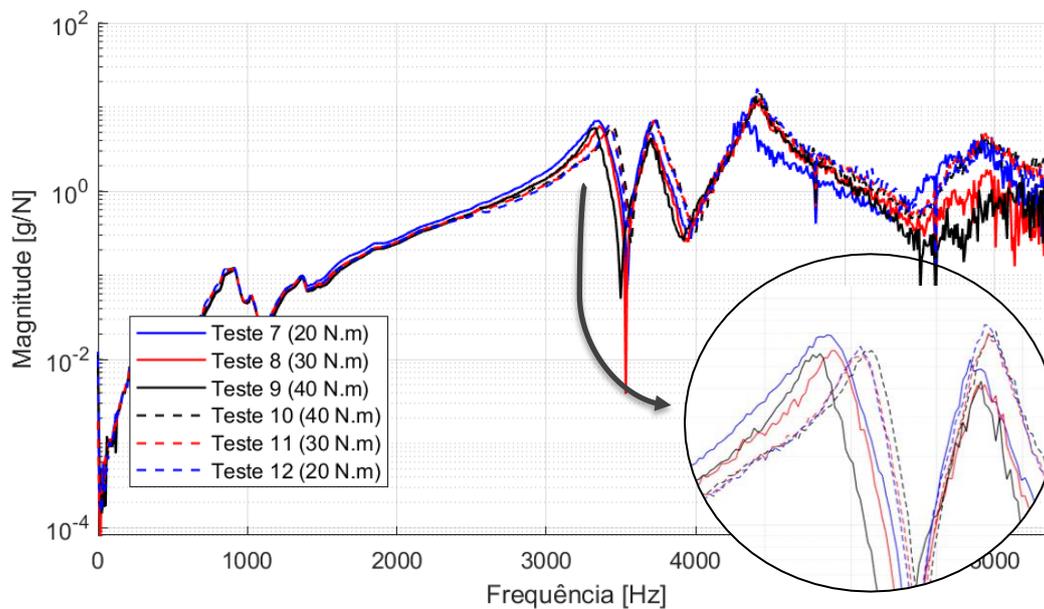


(b)

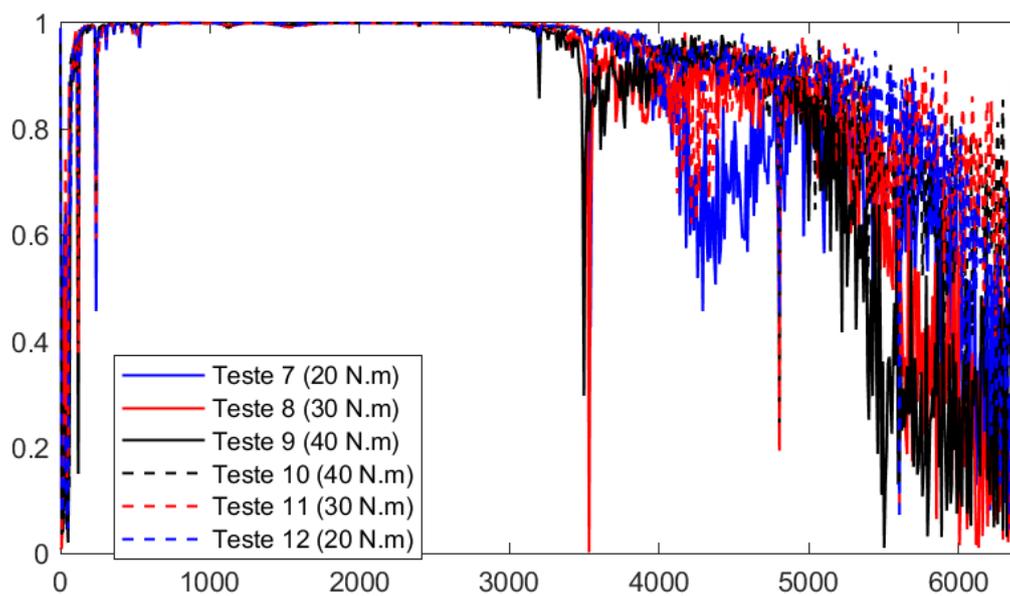
Fonte: Própria autora.

Na Figura 28 é mostrada a FRF dos testes 7 a 12 nela não é possível notar alguma relação entre o aumento do torque do parafuso e os picos encontrados. Isso sugere que a função resposta em frequência está sendo influenciada majoritariamente pelo parafuso traseiro, mantido em 40 N.m.

Figura 28: (a) Função de Resposta em Frequência e (b) Função de Coerência para os testes 7, 8, 9, 10, 11 e 12.



(a)



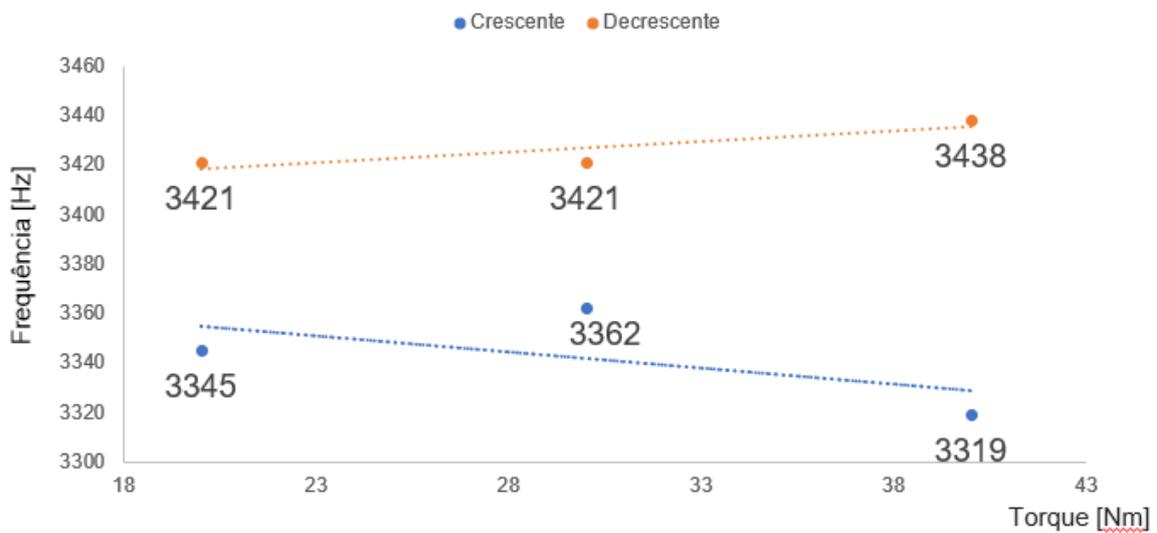
(b)

Fonte: Própria autora.

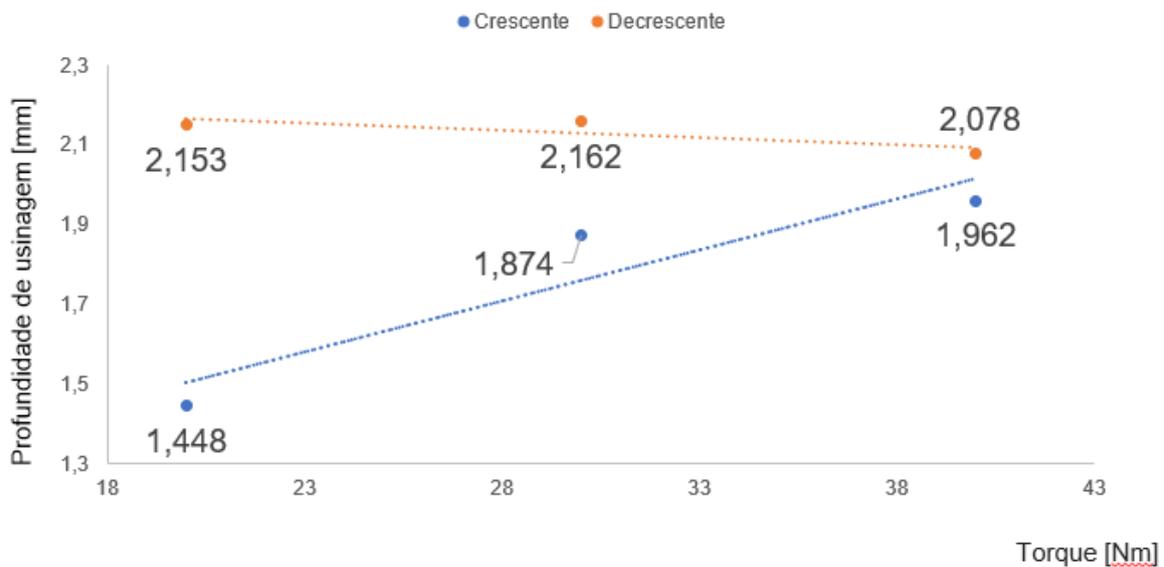
A Figura 29 resume os resultados da FRF e da profundidade de usinagem limite. Do teste 7 para o 9 o aumento de 20 N.m no torque causa um aumento de 26 Hz na frequência da estrutura e aumenta a profundidade de usinagem em 0,48 mm. Já para os testes de 10 a 12 o mesmo aumento no torque causa um aumento de 17

Hz na frequência e uma diminuição de 0,07 mm na profundidade de usinagem crítica. Nos testes de 7 a 12 o aumento do torque do primeiro parafuso não exerce impacto tão relevante na FRF e no DLE, isso pode indicar que a influência do segundo parafuso, mantido com torque constante, é predominante nesse caso.

Figura 29: Testes 7 a 12 (a) Frequência versus Torque e (b) Profundidade de usinagem versus Torque.



(a)

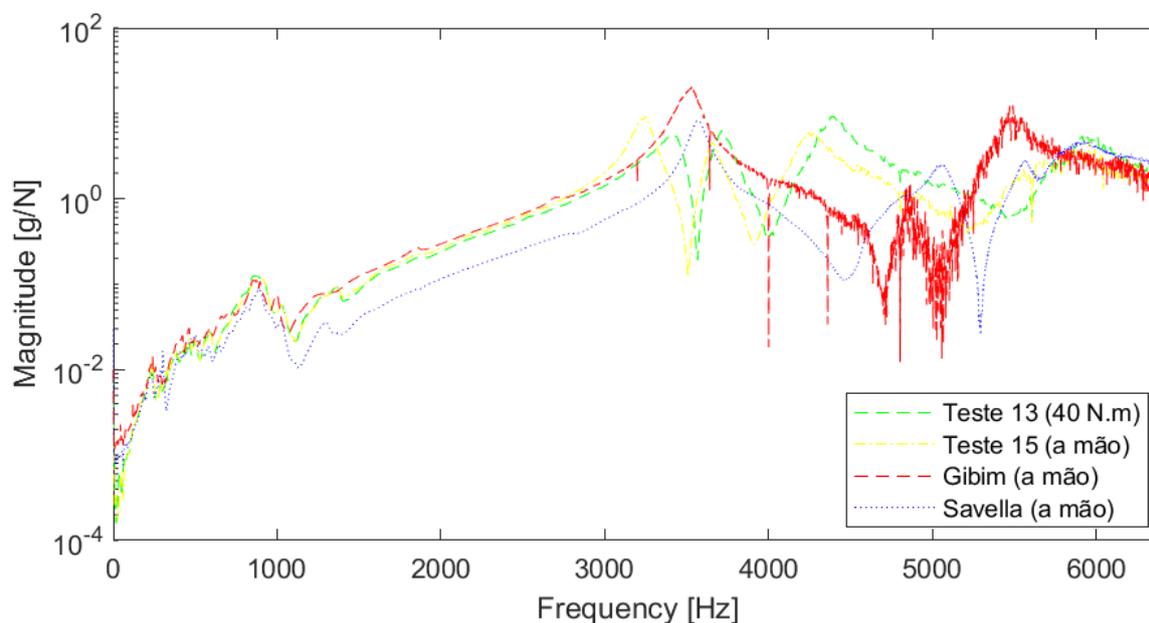


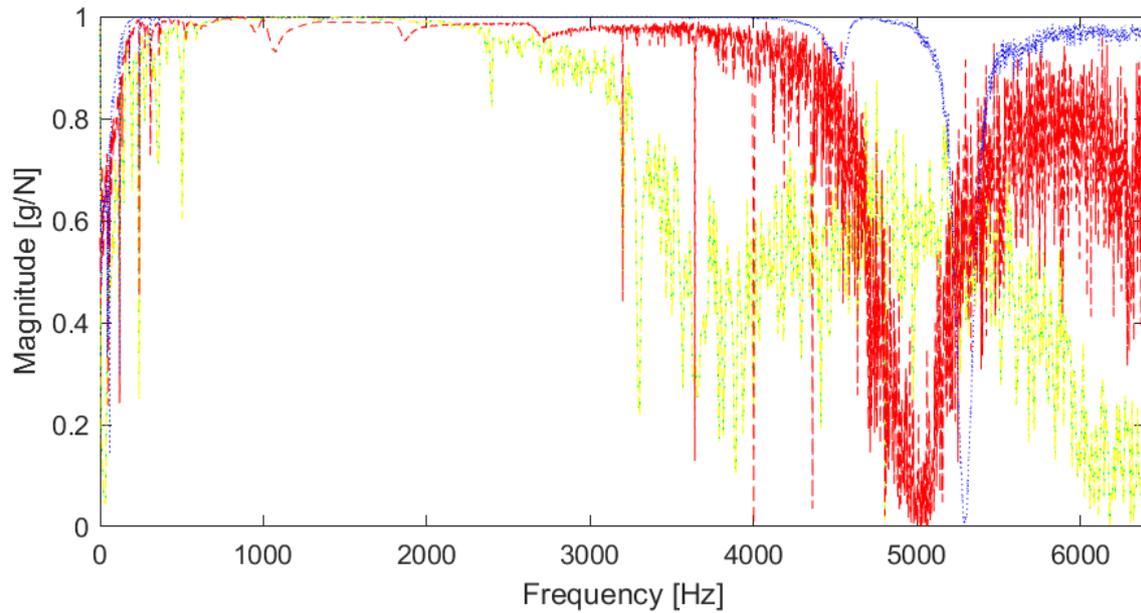
(b)

Fonte: Própria autora.

Por fim, a Figura 30 traz a FRF dos testes 13 e 15 em comparação com os *Bump-test* realizados por Savella (2021) e Gibim et al. (2022). Nota-se que nos primeiros dois picos estão presentes na FRF enquanto em trabalhos anteriores essa mesma ferramenta apresentou pico único, isso pode ocorrer devido a ferramenta ter seção quadrada, tornando a frequência natural nesses planos muito próximas. Brøns et al. (2021) explica o aparecimento dos dois picos como resultado da quase simetria transversal na configuração, fornecendo frequências naturais quase idênticas para vibrações de flexão no plano xy , xz . Esse fenômeno surge de condições de contorno assimétricas: pois é improvável que a mesma rigidez de contorno seja obtida em ambos os planos, à medida que o parafuso é apertado, especialmente para pequenas tensões.

Figura 30: (a) Função de Resposta em Frequência e (b) Função de Coerência para os testes 13 e 15.





Fonte: Própria autora.

Nota-se que no teste 15 a curva se encontra mais à esquerda em relação ao teste 13 o que pode indicar que o aperto manual fornece um torque bem menor que 40 N.m. Tendo isso em mente, em trabalhos futuros se torna interessante observar faixas de torque mais baixas, uma vez que no dia a dia essas faixas são utilizadas.

5. CONCLUSÃO

O presente trabalho apresenta uma pesquisa sobre a influência do aperto do parafuso na vibração em um processo de torneamento duro, visando a criação de superfícies texturizadas por meio do fenômeno de *chatter*. Utilizando um torquímetro diferentes apertos foram empregados nos dois parafusos que fixam a ferramenta de corte ao porta ferramenta. Para cada torque foi levantada uma curva, a Função de Resposta em Frequência, a qual é utilizada para o cálculo do Diagrama de Lóbulos de Estabilidade.

Os testes 4 a 6 mostram que o aumento do aperto do parafuso tem relação linear com o aumento da frequência natural da ferramenta e com o aumento da profundidade corte crítica, isso pode indicar que um maior aperto causa um aumento na rigidez da ferramenta o que leva a estabilidade do processo em profundidades de corte mais altas. Nota-se que conforme o torque aumenta as curvas da FRFs tendem a se deslocar para direita, quantitativamente, o aumento de 20 N.m de torque em ambos os parafusos causou um aumento de 188 Hz na frequência natural e de 0,9 mm na profundidade crítica do DLE, o resultado pode indicar que com uma melhor fixação da ferramenta é possível aumentar as taxas de remoção de material.

Nos testes 1 a 3 é possível notar a mesma relação linear entre aumento do torque e aumento da frequência natural da ferramenta, um aumento de 20 N.m de torque em ambos os parafusos causou um aumento de 43 Hz na frequência. No entanto o torque, nesse caso, não teve influencia na profundidade crítica de corte, isso pode ser explicada pelo aumento da frequência do teste 1 para o 3 ser pequena em comparação com o teste 4 para o 6, o qual teve aumento de 188 Hz.

A diferença entre as frequências encontradas na FRF entre testes com mesmo torque: teste 1 e 6, teste 2 e 5 e teste 3 e 4 é maior quanto menor o torque empregado. No teste 3 e 4 as duas curvas de 40 N.m apresentam grande repetibilidade estando quase sobrepostas e ambas possuem o mesmo pico, as duas curvas de 30 N.m tem uma diferença entre picos de 60 Hz, por último a duas curvas de 20 N.m possuem uma diferença de 145 Hz entre picos. É provável que isso tenha relação com o fato do torquímetro utilizado possuir uma faixa de 20 a 200 N.m de aperto e os valores de torque empregados estarem próximos ao limite inferior dessa faixa.

Quanto mais próximo do valor de 20 N.m menor foi a repetibilidade nas curvas da

FRF. Isso pode ter contribuído para a inconsistência observada nos resultados, entre testes com mesmo torque. Outro fator que pode ter contribuído é com a inconsistência é que o equipamento tem erro máximo de $\pm 4\%$.

Nos testes de 7 a 12 não foi observada nenhuma relação entre o torque, a frequência e a profundidade de usinagem crítica, nota-se que as curvas desses testes não possuem diferenças relevantes entre si. O aumento do torque no parafuso dianteiro enquanto o traseiro era mantido com torque de 40 N.m não trouxe impacto nas FRFs, isso pode indicar que quando os parafusos dianteiros e traseiros possuem diferentes torque o comportamento vibratório da ferramenta é dado pelo parafuso com o maior torque.

Por fim, comparando o teste 13 e o 15 vê-se que a curva em que o aperto foi feito manualmente se encontra a esquerda da feita com torquímetro a 40 N.m. Isso pode indicar que ao realizar o aperto manual dos parafusos o torque realizado é menor que 40 N.m. Nota-se também a presença de dois picos na FRF ao invés de um como visto em trabalhos anteriores com a mesma ferramenta e mesma distância em balanço, uma hipótese é que isso seja causado pela quase simetria transversal do porta ferramenta, fazendo assim com que a frequência nas direções de simetria tenham picos próximos. Pra trabalhos futuros se torna interessante utilizar um torquímetro com faixa de aplicação mais próximas das utilizadas normalmente.

REFERÊNCIAS

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K., 1996. **The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel.** *Wear*, v. 196, p. 279 - 284.

ADAILTON, G. P. **Aplicação do shunt piezoelétrico para controle passivo de chatter no processo de torneamento da liga Ti-6Al-4V ELI.** 2022. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2022.

AHMED, Syed. **Microtexture Generation Using Controlled Chatter Machining in Ultraprecision Diamond Turning,** *Journal of Micro- and Nano-Manufacturing*, 2015.

ALTINTAS, Y. **Manufacturing Automation Metal Cutting Mechanics Machine Tool Vibrations.** 2. ed. 32 Avenue of the Americas, New York, NY 10013-2473, USA: Cambridge University Press, 2012. ISBN 9780521172479.

Arnold R. N. 1946 Proc. Instn mech. Engrs, Lond., vol. 154, p. 261, '**Mechanism of Tool Vibration in the Cutting of Steel**'.

Brøns, M., Thomsen, J. J., Sah, S. M., Tcherniak, D., & Fidin, A. (2021). **Estimating bolt tension from vibrations: Transient features, nonlinearity, and signal processing.** *Mechanical Systems and Signal Processing*, 150, [107224].

EWINS, D. J. **Modal testing: theory, practice and application**, 2 ed. (2009).

F. Taylor, **On the art of cutting metals**, *Transactions of ASME* 28 (1907)

Feng Y, Hsu F, Lu Y, Lin Y, Lin C, Lin C, et al. **Surface roughness prediction in ultrasonic vibration-assisted milling.** *J Adv Mech Des Syst* 2020.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, Editora Edgard Blücher, 1970.

Gibim et al. **Avaliação de texturas induzidas por vibração no torneamento duro de um aço ferramenta**. 2022. Iniciação Científica - Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2021.

HASHIMOTO et al. **Characteristics and Performance of Surfaces Created by Various Finishing Methods (Invited Paper)**, 3rd CIRP Conference on Surface Integrity (CIRP CSI). Procedia CIRP 45 (2016) 1 – 6.

HASSAN, Sharudin. **A Review of the Milling Process to Fabricate a Dimple Structure**, Journal of Mechanical Engineering, Vol SI 1, pp. 175-192, 2017

J. Tlustý, M. Poláček, **The stability of machine tools against self excited vibrations in machining**, in: Proceedings of the International Research in Production Engineering Conference, Pittsburgh, PA, ASME, New York, 1963, pp. 465–474

JOUINIA, Nabil; REVELC, Philippe; THOQUENNE, **Guillaume. Influence of surface integrity on fatigue life of bearing rings finished by precision hard turning and grinding**, Journal of Manufacturing Processes 57, pp. 444-451, 2020.

Kumar et al. **Vibration Assisted Conventional and Advanced Machining: A Review**, Procedia Engineering 97 (2014) 1577 – 1586.

Li, Hao; AXINTE, Dragos. **Textured grinding wheels: A review**, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2016.

MERCHANT, M, E. **An interpretive look at the 20th century research on modeling of machining**. Machining Science and Technology, v. 2, p. 157-163, 1998.

MOHAMED et al. **Estimating bolt tightness using transverse natural frequencies**, Journal of Sound and Vibration 431 (2018) 137–149

Nestler A, Schubert A. **Surface Properties in Ultrasonic Vibration Assisted Turning of Particle Reinforced Aluminium Matrix Composites**, Procedia CIRP 13

(2014) 125 – 130.

PASQUALIN, Côme. **Automatic quantitative analysis of t-tubule organization in cardiac myocytes using ImageJ**, Am J Physiol Cell Physiol 308: C237-C245, 2015.

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

R.N. Arnold, **The mechanism of tool vibration in the cutting of steel**, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 154 (1946) 261–284.

RAO, S. S. **Vibrações mecânicas**. 4. ed. São Paulo: Pearson, 2008. E-book. Disponível em: <https://plataforma.bvirtual.com.br>. Acesso em: 02 dez. 2023.

S.A. Tobias, W. Fishwick, **The chatter of lathe tools under orthogonal cutting conditions**, Transactions of ASME 80 (1958) 1079–1088.

SAVELLA, Felipe. **Influência das condições dinâmicas de usinagem no torneamento sobre a integridade superficial de um aço endurecido**. 2020. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2021.

SIDDHPURA M, PAUROBALLY R. **A review of chatter vibration research in turning**, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 61, October 2012, Pages 27-47

SILVA et. al. **Strategies for production of parts textured by grinding using patterned wheels**, CIRP Annals - Manufacturing Technology 62, pp. 355-358, 2013.

TAO et al. **Feasibility Study on Ultrasonic Vibration Assisted Milling for Squamous Surface**, 18th CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining (ISEM XVIII). Procedia CIRP 42 (2016) 847 – 852.

TAPOSH et al. **Fabrication and characterization of micro-dimple array on Al2O3**

surfaces by using a micro-tooling, *Ceramics International* 40 (2014) 2381 – 2388.

TAYLOR, F, W. **On the art of cutting metals**, *Transactions of ASME*, vol. 28, 1907.