

**Universidade Federal de São Carlos – UFSCar**  
**Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia – CCET**  
**Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica – PPGEMec**

Edson Bruno Lara Rosa

**INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DO INSERTO DE  
FRESAMENTO SOBRE A INTEGRIDADE SUPERFICIAL  
DE UMA LIGA DE TITÂNIO**



São Carlos  
2022

Edson Bruno Lara Rosa

**INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DO INSERTO DE  
FRESAMENTO SOBRE A INTEGRIDADE SUPERFICIAL  
DE UMA LIGA DE TITÂNIO**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de São Carlos, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Armando Ítalo Sette Antonialli

Coorientador: Prof. Dr-Ing. Carlos Eiji Hirata Ventura

São Carlos

2022



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS**

Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

---

**Folha de Aprovação**

---

Defesa de Dissertação de Mestrado do candidato Edson Bruno Lara Rosa, realizada em 06/07/2022.

**Comissão Julgadora:**

Prof. Dr. Armando Ítalo Sette Antonialli (UFSCar)

Prof. Dr. Sidney Bruce Shiki (UFSCar)

Profa. Dra. Déborah de Oliveira (UnB)

O Relatório de Defesa assinado pelos membros da Comissão Julgadora encontra-se arquivado junto ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Dedico este trabalho aos meus pais Edson e Patricia, ao meu irmão Alexandre e a minha noiva Lúgia, por todo apoio e companheirismos que me deram nessa etapa.

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, por ter me dado força, saúde e atendido todas as minhas orações nessa longa jornada de pesquisa.

Aos meus pais Edson e Patricia, meu irmão Alexandre, minha noiva Lígia, minha avó Thereza e aos meus tios Marcio e Julio pelo apoio em todos os sentidos nesse tempo de aprendizagem.

Ao meu grande amigo e orientador Dr. Armando Ítalo Sette Antonialli, por sempre me ajudar em tudo que precisei e me guiar com extrema inteligência e tranquilidade.

Ao Prof. Dr.-Ing. Carlos Eiji Hirata Ventura, pelas diversas sugestões que agregaram muito neste texto e por ajudar na retificação dos insertos utilizados na pesquisa.

Ao Prof. Dr. Sidney Bruce Shiki, por todo o auxílio que me deu na formatação desta dissertação.

Aos técnicos de laboratório do Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec) Djalma e Leonildo, pela ajuda nas caracterizações, fabricação do porta-ferramentas e realização dos testes de fresamento, e o técnico de laboratório do Departamento de Engenharia de Materiais (DEMa) Rover, por realizar o tratamento térmico do porta-ferramentas.

À OSG Sulamericana, na pessoa do Eng. Gustavo Santos, pelo suporte com ferramental.

Agradeço à FAPESP (Processos nº 2015/15622-2, 2017/12309-7 e 2017/12304-5) pelo apoio financeiro.

Agradeço à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pelo apoio financeiro.

*“A persistência é o menor caminho do êxito.”*

Charles Chaplin

## RESUMO

Ligas de titânio possuem características que as classificam como excelentes candidatas para aplicações médicas. Porém, possuem uma usinabilidade baixa em razão, principalmente, de sua baixa condutividade térmica, elevada afinidade química com quase todos os materiais das ferramentas e de seu módulo de elasticidade reduzido. Em se tratando de ferramentas comerciais de fresamento, os insertos usualmente se diferenciam em termos de classe (como composição e microestrutura do substrato e da cobertura) e das características geométricas (raio de ponta, ângulo de saída e forma do quebra-cavaco), de maneira que é raro encontrar dois produtos diferenciados por uma única variável. Por esses fatores, o objetivo geral desta pesquisa é investigar a relação entre o raio de ponta da ferramenta e a rugosidade após o fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V ELI. Para isso, foi necessária a retificação de insertos de metal duro para preparar os três diferentes raios de ponta ( $r_\epsilon = 0,8$  mm; 1,2 mm ou 1,6 mm), bem como sua caracterização, além de projetar, fabricar e aferir um porta-ferramentas customizado com assento para um único inserto. As ferramentas preparadas foram testadas por meio de ensaios de fresamento frontal, mantendo como constantes, a velocidade de corte ( $v_c$ ) em 60 m/min, a profundidade de usinagem ( $a_p$ ) em 1 mm, além da penetração de trabalho ( $a_e$ ) em 16,8 mm e refrigeração abundante. Foram empregados cinco níveis distintos para o avanço por dente ( $f_z$ ): 0,10 mm; 0,15 mm; 0,20 mm; 0,25 mm ou 0,30 mm. Após os ensaios, os corpos de prova foram caracterizados em termos de diferentes parâmetros de rugosidade, sendo todos os dados analisados estatisticamente por meio da análise de variância (ANOVA). Com relação à caracterização dos insertos retificados, não se verificou variação significativa na irregularidade das arestas em função dos diferentes raios de ponta preparados. O dimensionamento do porta-ferramentas se mostrou adequado para a operação, conferindo um coeficiente de segurança de projeto elevado. Sobre a integridade superficial das superfícies usinadas, os resultados mostram que com exceção de uma condição testada, todos os demais valores de  $R_a$  atendem à classe de rugosidade N6. O passe envolvendo  $r_\epsilon = 0,8$  mm e  $f_z = 0,15$  mm provavelmente ocasionou maiores vibrações. A ANOVA indica que, em termos estatísticos, há influência somente do avanço ( $f$ ) e da interação entre o avanço e o raio de ponta ( $f \times r_\epsilon$ ) sobre os parâmetros de rugosidade  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$  e  $R_{max}$ , embora esses efeitos não sejam óbvios. Não se verificou diferença estatisticamente significativa para o fator de assimetria ( $R_{sk}$ ), que tende a zero e, portanto, exprime uma superfície aproximadamente simétrica em termos de picos e vales. O mesmo para o fator de achatamento ( $R_{ku}$ ), que se manteve próximo a três, o que significa uma distribuição próxima à normal.

**Palavras-chave:** Usinagem. Ferramenta. Raio de ponta. Rugosidade.

## ABSTRACT

Titanium alloys have got features that classify them as excellent candidates for medical applications. However, they have poor machinability mainly due to their low thermal conductivity, high chemical affinity to almost every tool material and their small modulus of elasticity. Regarding commercial milling tools, inserts usually differ one to another in terms of grade (such as substrate and coating composition and microstructure) and geometric characteristics (nose radius, rake angle and chipbreaker shape), so that it is difficult to find two products differentiated by one single variable. Due to these factors, the general goal of this research is to investigate the correlation between tool nose radius and the roughness after milling of Ti-6Al-4V ELI titanium alloy. For that, it was necessary to grind carbide inserts to prepare the three different nose radii ( $r_\epsilon = 0.8$  mm; 1.2 mm or 1.6 mm) as well as their characterization, besides designing, manufacturing and evaluating a customized tool holder with a single insert seat. Tools once prepared were tested through face milling experiments, keeping fixed cutting speed ( $v_c$ ) at 60 m/min, axial depth of cut ( $a_p$ ) at 1 mm, in addition to radial depth of cut ( $a_e$ ) at 16.8 mm and flood coolant. Five different levels were used for feed per tooth ( $f_z$ ): 0.10 mm; 0.15 mm; 0.20 mm; 0.25 mm or 0.30 mm. After the experiments, the specimens were evaluated in terms of different roughness parameters, and all data were statistically analyzed by means of analysis of variance (ANOVA). Regarding the characterization of the ground inserts, there was no significant variation in the irregularity of the edges as a function of the different nose radii. The design of the tool holder proved out to be adequate to the operation, providing a high design safety factor. Regarding the surface integrity of the machined surfaces, results show that, in exception of one tested condition, all other values of  $R_a$  satisfy N6 roughness grade. The pass associated to  $r_\epsilon = 0.8$  mm and  $f_z = 0.15$  mm probably provided higher vibrations. ANOVA indicates that, in statistical terms, only feed ( $f$ ) and the interaction between feed and nose radius ( $f \times r_\epsilon$ ) affect the roughness parameters  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$ , and  $R_{max}$ , although these effects are not obvious. There was no statistically significant difference for skewness ( $R_{sk}$ ), which tends to zero and, therefore, expresses an approximately symmetrical surface in terms of peaks and valleys. The same for kurtosis ( $R_{ku}$ ), which remained close to three, which means a distribution close to normal.

**Keywords:** Machining. Tool. Nose radius. Roughness.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Representação dos parâmetros $\Delta r$ e $W\Delta r$ . . . . .	20
Figura 2 – Raio de ponta. . . . .	21
Figura 3 – Ilustração do parâmetro $R_z$ . . . . .	22
Figura 4 – Gama de rugosidade média $R_a$ . . . . .	23
Figura 5 – Força de corte vs. condições de corte do titânio. . . . .	24
Figura 6 – Banda de cisalhamento. . . . .	25
Figura 7 – Base de custo baseado em $MRR$ . . . . .	27
Figura 8 – Efeito regenerativo de vibração no fresamento. . . . .	29
Figura 9 – Vida da ferramenta em condições de fluidos lubri-refrigerantes. . . . .	31
Figura 10 – Rugosidade em condições de fluidos lubri-refrigerantes. . . . .	31
Figura 11 – Principais tópicos abordados na revisão bibliográfica. . . . .	33
Figura 12 – Fotografia da retificadora CNC. . . . .	34
Figura 13 – Esquema de retificação de inserto. . . . .	35
Figura 14 – Foto interna da retificadora CNC com as indicações das velocidades do dressador. . . . .	35
Figura 15 – Localização das superfícies de folga e saída. . . . .	36
Figura 16 – Suporte DDJNR 2525M 15 (A) e o inserto DNMG 150608 XM GC30 (B). . . . .	37
Figura 17 – Desenho técnico do porta ferramenta. . . . .	38
Figura 18 – Diagrama da confecção do porta ferramenta, "A"imagens relacionadas ao processo de usinagem para a confecção do porta ferramenta, "B"imagens relacionadas ao tratamento térmico e "C"porta ferramenta pronto. . . . .	39
Figura 19 – Influência do $h_m$ no valor de $k_s$ para um material inespecífico. . . . .	41
Figura 20 – Fatores de concentração de tensão torcional nos eixos de seção variável. . . . .	42
Figura 21 – Porta-ferramentas instalado no centro de usinagem ROMI D600. . . . .	44
Figura 22 – Dimensão dos corpos de prova após esquadrejamento. . . . .	45
Figura 23 – Valores de raios de ponta. . . . .	47
Figura 24 – Resultados $R_a$ , $R_t$ , $R_{max}$ , $R_q$ e $R_z$ . . . . .	48
Figura 25 – Resultados $R_{ku}$ e $R_{sk}$ . . . . .	48
Figura 26 – Irregularidade da aresta. . . . .	49
Figura 27 – Resultados $R_a$ . . . . .	51
Figura 28 – Resultados $R_q$ . . . . .	52
Figura 29 – Resultados $R_t$ . . . . .	53
Figura 30 – Resultados $R_z$ . . . . .	54
Figura 31 – Resultados $R_{max}$ . . . . .	55
Figura 32 – Comparação entre os avanços (A) 0,10 mm, (B) 0,15 mm e (C) 0,20 mm do raio de ponta 0,8 mm. . . . .	56

Figura 33 – Comparação entre os raios de ponta no avanço 0,20 mm, (A) $r_{\epsilon} = 0,8$ mm, (B) $r_{\epsilon} = 1,2$ mm e (C) $r_{\epsilon} = 1,6$ mm. . . . .	57
Figura 34 – Resultados $R_{sk}$ . . . . .	58
Figura 35 – Resultados $R_{ku}$ . . . . .	59
Figura 36 – Diagrama de lóbulo. . . . .	60

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Classes de rugosidade ( $R_a$ ). . . . .	23
Tabela 2 – Forças máximas de corte e temperatura. . . . .	26
Tabela 3 – Valores de $k_{s1}$ e $z$ para Ti-6Al-4V ELI. . . . .	40
Tabela 4 – Composição química do Titânio 6Al-4V ELI. . . . .	43
Tabela 5 – Propriedades mecânicas do Titânio 6Al-4V ELI . . . . .	43
Tabela 6 – Tabela ANOVA para $R_a$ . . . . .	52
Tabela 7 – Tabela ANOVA para $R_q$ . . . . .	53
Tabela 8 – Tabela ANOVA para $R_t$ . . . . .	54
Tabela 9 – Tabela ANOVA para $R_z$ . . . . .	55
Tabela 10 – Tabela ANOVA para $R_{max}$ . . . . .	56
Tabela 11 – Tabela ANOVA para $R_{sk}$ . . . . .	58
Tabela 12 – Tabela ANOVA para $R_{ku}$ . . . . .	59

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

FEM	Finite Element Method
CBN	Cubic Boron Nitride
PCD	Poly Crystalline Diamond
MRR	Material Removal Rate
SPD	Severe Plastic Deformation
ECAP	Equal Channel Angular Pressing
MQL	Quantidade Mínima de Lubrificação
WC	Carboneto de Tungstênio
Co	Cobalto
kW	Quilowatt
rpm	Rotações por Minuto
ASTM	American Society for Testing and Materials
MPa	Megapascal
LPF	Laboratório de Processos de Fabricação
DEMec	Departamento de Engenharia Mecânica
UFSCar	Universidade Federal de São Carlos
FRF	Frequency Response Function
Ti	Titânio
Al	Alumínio
V	Vanádio
ELI	Extra Low Interstitials
CNC	Controle Numérico Computadorizado

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\Delta_r$	Distância mínima entre os perfis ideal e real da aresta de corte
$\kappa$	Ângulo de posição
$\mu_m$	Micrometro
$\sigma_{admissivel}$	Limite de resistência à tração
$A_{max}$	Área da seção de corte
$a_e$	Penetração de trabalho
$a_p$	Profundidade de usinagem
$b$	Base
$c$	Raio externo do eixo
$D_c$	Diâmetro de corte
$f$	Avanço
$F_c$	Força de corte
$f_z$	Avanço por dente
$h$	Altura
$h$	espessura do cavaco
$h_m$	espessura média do cavaco
$J$	Momento polar de inércia
$K$	Constante
$K$	Fator de concentração
$k_s$	Pressão específica de corte
$n$	Velocidade de rotação
$n_{seg}$	Coefficiente de segurança
$p$	Pressão
$r_\epsilon$	Raio de ponta

$R_{max}$	Rugosidade máxima
$R_a$	Rugosidade média da medição
$R_q$	Desvio médio quadrático
$R_t$	Profundidade da rugosidade
$R_z$	Rugosidade média de 5 valores de rugosidade
$Rku$	Fator de achatamento
$Rsk$	Fator de assimetria
$T$	Temperatura
$T$	Torque interno resultante
$t_{max}$	Máxima tensão de cisalhamento efetiva
$V$	Velocidade de escorregamento superficial
$v_{cd}$	Velocidade tangencial do dressador
$v_{fa}$	Avanço axial
$v_{fa}$	Velocidade de avanço axial
$v_{fd}$	Velocidade de avanço do dressador
$v_c$	Velocidade de corte
$v_r$	Velocidade de rotação do inserto
$W\Delta_r$	Largura da aresta real
LF	Comprimento funcional
N	Unidade de medida de força

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>2</b>	<b>JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS . . . . .</b>	<b>17</b>
<b>3</b>	<b>REVISÃO DA LITERATURA . . . . .</b>	<b>18</b>
<b>3.1</b>	<b>Preparação de ferramentas para usinagem . . . . .</b>	<b>18</b>
<b>3.2</b>	<b>Integridade superficial . . . . .</b>	<b>21</b>
<b>3.3</b>	<b>Fresamento de ligas de titânio . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>4</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS . . . . .</b>	<b>34</b>
<b>4.1</b>	<b>Preparação dos insertos . . . . .</b>	<b>34</b>
<b>4.2</b>	<b>Projeto e desenvolvimento do porta-ferramentas . . . . .</b>	<b>37</b>
4.2.1	Força de corte . . . . .	40
4.2.2	Momento torçor . . . . .	41
4.2.3	Coefficiente de segurança . . . . .	42
<b>4.3</b>	<b>Ensaio de fresamento . . . . .</b>	<b>42</b>
4.3.1	Preparação dos corpos de prova . . . . .	44
4.3.2	Avaliação da rugosidade . . . . .	44
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO . . . . .</b>	<b>46</b>
<b>5.1</b>	<b>Caracterização das ferramentas . . . . .</b>	<b>46</b>
5.1.0.1	Valores obtidos na medição dos raios de ponta propostos . . . . .	46
5.1.1	Rugosidade das superfícies de folga . . . . .	47
5.1.2	Irregularidade da aresta . . . . .	49
<b>5.2</b>	<b>Porta-ferramentas . . . . .</b>	<b>49</b>
<b>5.3</b>	<b>Fresamento . . . . .</b>	<b>51</b>
<b>6</b>	<b>CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS . . . . .</b>	<b>62</b>
	<b>REFERÊNCIAS . . . . .</b>	<b>64</b>

## 1 INTRODUÇÃO

As ligas de titânio são excelentes candidatas para aplicações médicas, pois apresentam excelente razão entre resistência mecânica e massa específica, além de ótimas resistências à corrosão e estabilidade química. Essas ligas vêm substituindo cada vez mais os aços inoxidáveis em *stents* cardiovasculares, cateteres, placas ósseas e parafusos para osteossíntese (RACK; QAZI, 2006)

No entanto, existem várias dificuldades que prejudicam a usinabilidade do titânio e de suas ligas, como baixa condutividade térmica, alta afinidade com quase todos os materiais de ferramenta conhecidos e baixo módulo de elasticidade em comparação com outras ligas com resistência mecânica semelhante (EZUGWU et al., 2005).

Esta última condição, que proporciona uma grande faixa de comportamento elástico, está intimamente relacionada a elevadas amplitudes de vibração, principalmente no que se refere aos processos de usinagem caracterizados pelo corte interrompido, como o fresamento. Quando submetido à pressão de corte, as ligas de titânio defletem duas vezes mais que o aço carbono, o que resulta em um desgaste prematuro da ferramenta, vibrações e temperaturas de corte mais alta. O aparecimento de vibração auto excitada (*chatter*), também é atribuído devido as altas forças durante a usinagem do titânio, devido ao processo de cisalhamento termoplástico adiabático, pelo qual os cavacos de titânio são formados (EZUGWU; WANG, 1997).

Este fenômeno induz uma ciclagem considerável dos esforços de corte, que pode causar um desgaste prematuro da ferramenta de corte em virtude do lascamento da aresta. Também é responsável por danos significativos quanto à integridade da superfície usinada, como o aumento dos parâmetros de rugosidade.

Existem várias maneiras de melhorar a capacidade de amortecimento de um sistema complexo composto por máquina operatriz, ferramenta, dispositivos de fixação e peça. Uma delas é a redução do ângulo de folga da ferramenta. Embora pequenos ângulos de folga possam estar associados ao rápido desgaste da ferramenta, eles também podem reduzir a vibração. Por outro lado, o aumento do raio de ponta da ferramenta pode reduzir a rugosidade cinemática da superfície usinada, mas fornece um incremento da componente passiva da força de corte (TUNÇ; BUDAK, 2012).

Diante desse contexto, esta dissertação está relacionada ao projeto, análise e fabricação de uma ferramenta de corte especial para fresamento de titânio usando insertos retificados tendo como única variável o raio de ponta. Os valores adotados para esta variável são similares àqueles mais comumente encontrados em ferramentas disponíveis comercialmente. Como, no entanto, é usual que diferentes raios de ponta sejam acompanhados por variações de quebra-cavacos, dentre outras características, pode-se dizer que trata-se de uma ferramenta customizada para



fins de investigação científica. Além disso, a realização do projeto e da manufatura de um porta-ferramentas especial promove um importante dinamismo para o emprego de diferentes insertos de corte que podem vir a ser preparados.

Além desta introdução, as próximas seções da dissertação contêm Justificativa e objetivos do trabalho, Revisão de literatura, Materiais e métodos, Resultados e discussão, além de Conclusão e sugestões para trabalhos futuros.

## 2 JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS

Ferramentas comerciais de fresamento, insertos recomendados para operações de desbaste, semi-acabamento e acabamento, geralmente se diferenciam em termos da classe (ou seja, composição e microestrutura do substrato e da cobertura) e diversas características geométricas (como raio de ponta, ângulo de saída e forma do quebra-cavacos). De forma que raramente se encontram dois produtos diferenciados por uma única variável. O objetivo geral desta dissertação de mestrado acadêmico consiste em determinar a correlação entre geometria de ferramenta de fresamento e rugosidade da superfície usinada em se tratando da liga de titânio Ti-6Al-4V ELI (do inglês *Extra Low Interstitial* ou intersticiais extra baixos). Como objetivos específicos, podem-se destacar:

- Preparar insertos de fresamento por retificação empregando diferentes raios de ponta;
- Projetar e fabricar um porta-ferramentas customizado visando a utilização dos insertos ora preparados; e
- Testar as ferramentas em questão por meio de experimentos de fresamento frontal com a referida liga, analisando a rugosidade produzida para diferentes valores de avanço.

### 3 REVISÃO DA LITERATURA

Nesta seção do texto da dissertação, são abordados três temas centrais: preparação de ferramentas para usinagem, integridade superficial e fresamento de ligas de titânio, conforme as subseções que seguem.

#### 3.1 Preparação de ferramentas para usinagem

Diversos desafios influenciam na preparação de ferramentas, para que esta garanta um bom desempenho no processo de usinagem; ou seja, maior vida útil e menores esforços.

Com relação às ferramentas, a rugosidade das superfícies de folga e de saída são um fator de forte influência sobre sua vida útil, uma vez que afetam diretamente a resistência aos mecanismos de desgaste abrasivo e àqueles gerados pelas elevadas temperaturas de usinagem (DENKENA; BIERMANN, 2014).

Fato é que a preparação da ferramenta influencia significativamente essas variáveis. O tipo de preparação empregada na ferramenta é importante, pois dependendo do método, e de como é executado, é possível reduzir a força de corte durante a usinagem, aumentar a vida útil da ferramenta e ainda garantir um bom acabamento superficial. Pensando nisso, Denkena et al. (2014) investigaram o desempenho de insertos de metal duro com revestimento de TiAlN que foram preparadas por dois métodos diferentes: retificação de mergulho e escovamento. Após a realização dos testes e medições, observaram que valores elevados de rugosidade ( $R_z$  próximo a  $0,3 \mu\text{m}$  e  $R_k$  em torno de  $4,5 \mu\text{m}$ ) ocorreram nas pastilhas escovadas. Em contrapartida, nas ferramentas que foram retificadas, o  $R_z$  ficou próximo de  $0,2 \mu\text{m}$ , enquanto que o  $R_k$  (rugosidade medida na aresta) ficou próximo de  $3,7 \mu\text{m}$ , uma redução de aproximadamente 33% e 17% respectivamente. Já no que diz respeito às tensões residuais, ferramentas que foram escovadas produziram tensões residuais maiores daquelas que foram retificadas, entretanto, pastilhas retificadas apresentaram uma força de corte de aproximadamente 10% maior do que as apresentadas pelas pastilhas escovadas.

Além dessas duas técnicas apresentadas acima, há outras maneiras de preparar os insertos. Fulemova e Janda (2014) verificaram a influência da preparação de raio de aresta na vida útil da ferramenta, na força de usinagem e na rugosidade. Para a preparação dos insertos, foram utilizadas três diferentes técnicas: retificação, acabamento por arraste (processo que constitui a imersão da ferramenta em um meio abrasivo (CARRER, 2018)) e laser. As variáveis de entrada para os testes foram profundidade axial de usinagem, profundidade radial de usinagem, velocidade de corte e avanço. Como variáveis de saída, foram medidos o desgaste da ferramenta, a força de usinagem e a rugosidade da peça usinada. A ferramenta que foi submetida ao acabamento por arraste, atingiu a maior vida útil, com a menor rugosidade e a menor força de corte. Em relação

à três diferentes técnicas, a de acabamento do arraste se mostrou melhor em relação às outras duas. Após os testes, concluíram que a rugosidade e a força de corte estão diretamente ligadas ao desgaste da ferramenta.

O processo de retificação de insertos é complexo, devido à necessidade do controle. Portanto, Pan et al. (2020) estudaram as características de ondulação superficial relacionadas ao erro de batimento do rebolo. Para alcançar seus objetivos, eles utilizaram uma modelagem em três dimensões, e após as simulações, verificaram a veracidade das informações com base em alguns experimentos. Chegaram a conclusão que a amplitude do batimento do rebolo diminui da borda para o centro do rebolo, por conta da velocidade linear variável em diferentes posições radiais do rebolo.

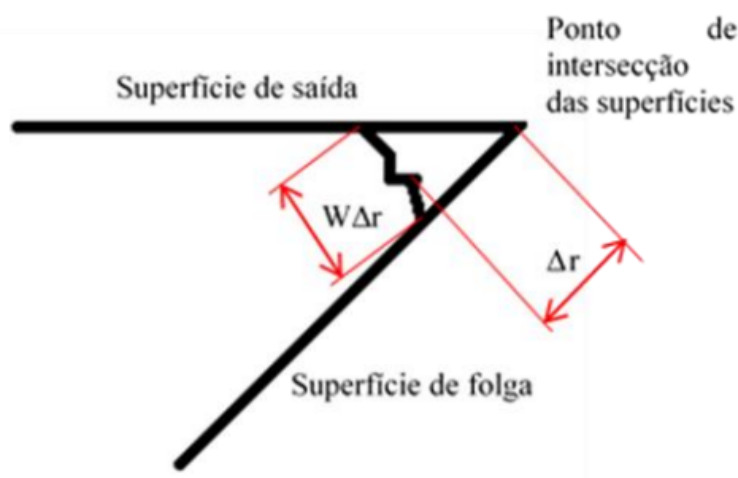
Com relação à retificação periférica, o estudo da força de retificação é fundamental, pois influencia fortemente a precisão dos insertos de metal duro (CAI et al., 2020). Quando o processo de retificação periférica é iniciado, somente algumas pontas dos grãos presentes no rebolo entram em contato com a peça; e com o decorrer do processo, mais grãos entram em contato, fazendo com que a força aumente gradativamente conforme o tempo de usinagem aumenta.

Como dito anteriormente, um dos desafios de se preparar uma ferramenta é fazer isso de modo que ela não apresente danos. Sempre é buscado aumentar sua vida útil e melhorar a qualidade da superfície; por isso, Ventura, Köhler e Denkena (2014) tiveram como objetivo o entendimento do processo de chanframento de aresta, pois os chanfros fornecem um reforço na aresta de corte sem prejudicar o fluxo de cavacos. Para realizar o chanfro, foi utilizado o processo de retificação de mergulho, com largura de  $50 \mu\text{m}$  e ângulo de  $20^\circ$  em dois tipos de insertos. Verificaram que os esforços são irregulares durante a retificação do chanfro na ponta do inserto, o aumento da rotação aumenta a carga mecânica na ponta do inserto e danifica a aresta; e, dependendo do material do inserto, isso influencia no desvio geométrico do chanfro.

Após toda preparação, é importante conhecer como a ferramenta se comporta em diversos parâmetros de usinagem. Kuppuswamy e Mkhize (2017), estudaram o comportamento da usinagem de alta velocidade para insertos de metal duro, usando as ferramentas de diamante policristalino (técnica essa pouco ortodoxa). Para os testes de fresamento, foram escolhidas como variáveis de entrada os parâmetros de usinagem (velocidade de corte variando entre 50 a 400 m/min, avanço por dente de 0,4 a  $4 \mu\text{m}$ , profundidade de usinagem radial de 0,4 a  $4 \mu\text{m}$  e axial de 0,4 a  $8 \mu\text{m}$ ). Para as variáveis de saída, foram medidas a força média de usinagem, textura superficial, rugosidade, desgaste de flanco e dureza superficial. Após realizarem a usinagem em alta velocidade, chegaram à conclusão que o aumento da velocidade de corte reduz a força normal e tangencial; o aumento da velocidade de corte, diminui a espessura do cavaco, o que facilita as fraturas de materiais dúcteis; o atrito, foi maior para superfícies usinadas em fratura frágil do que aquelas usinadas em modo dúctil; o ângulo de corte negativo indica a ocorrência de fratura frágil, enquanto um ângulo positivo e crescente, com velocidade, indicou a tendência da mudança das fraturas frágeis para fraturas do tipo deslocamento plástico-elástico.

No que diz respeito a analisar as ferramentas, os fatores de irregularidade da aresta de corte são importantes, dos quais se destacam dois:  $\Delta r$  e  $W\Delta r$  que indicam respectivamente, a distância mínima entre aresta de corte real e ideal (VENTURA; KÖHLER; DENKENA, 2013), e a largura real da aresta de corte (PIVOTTO, 2020). Tais parâmetros designam a precisão da afiação da ferramenta, sendo que, para a ferramenta ser perfeitamente afiada na teoria o perfil da aresta tem que encontrar com o ponto de intersecção entre a superfície de saída e a superfície de folga (A Figura 1 representa os parâmetros  $\Delta r$  e  $W\Delta r$  nessa condição).

Figura 1 – Representação dos parâmetros  $\Delta r$  e  $W\Delta r$ .

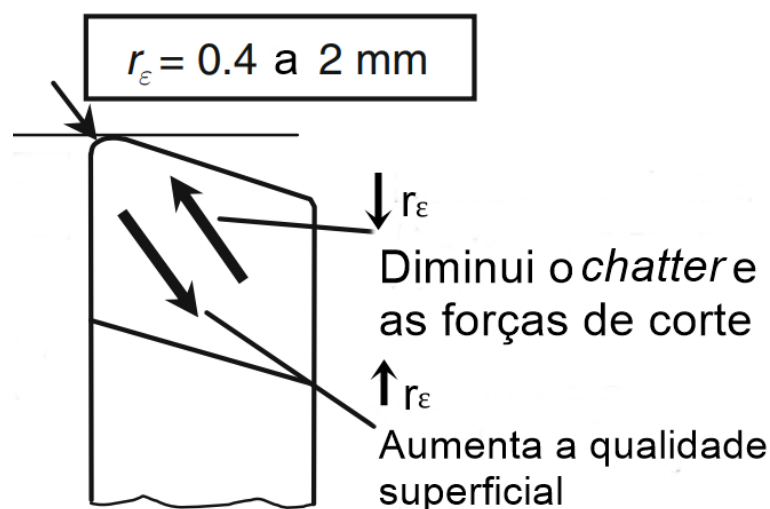


Fonte: (PIVOTTO, 2020).

Sobre a influência da geometria da seção de corte, Klocke (2011) disse que a seleção da geometria da ferramenta depende de alguns fatores além, é claro, do material da própria ferramenta: o material que será usinado e os parâmetros de usinagem planejados. Como esse trabalho tem o foco no raio de ponta ( $r_\epsilon$ ), o foco será ele. A escolha do avanço ( $f$ ) e da profundidade de usinagem ( $a_p$ ) dependem de  $r_\epsilon$ . O  $r_\epsilon$  e o  $f$  são de grande influência sobre a qualidade da peça, pois grandes raios de ponta tendem a melhorar a qualidade superficial, a estabilidade de corte e diminuir a rugosidade (MACHADO et al., 2015); já os raios de ponta pequenos têm a tendência de diminuir o ruído já que há forças de cortes passivas menores. A Figura 2 ilustra a localização e essas características para um exemplo de  $r_\epsilon$  entre 0,4 e 2 mm.

O raio de ponta deverá ser suficientemente grande, com pelo menos o dobro do tamanho do avanço que pretende utilizado, para diminuir as marcas de avanço e conseqüentemente diminuir a rugosidade (se desejável). Porém, quando se utiliza um raio de ponta extremamente grande, podem-se gerar vibrações excessivas (MACHADO et al., 2015).

Figura 2 – Raio de ponta.



Fonte: adaptada (KLOCKE, 2011).

A fim de prever a rugosidade no faceamento de uma liga de alumínio Muñoz-Escalona e Maropoulos (2015) desenvolveram um modelo baseado em análise geométrica para a projeção da trilha da superfície usinada. Foram utilizadas duas ferramentas, uma com raio de ponta de 0,8 mm e outra com 2,5 mm, além de uma ampla faixa de velocidades de corte, avanços por dente e profundidade de usinagem. Esse modelo obteve uma precisão de sucesso em prever a rugosidade em torno de 98%, e os autores afirmam que o mesmo pode ser aplicado para diferentes peças e ferramentas, desde que o desgaste da ferramenta seja desconsiderado.

Outra variável importante de se prever é a força de corte; por isso, Orra e Choudhury (2018) realizaram uma modelagem mecânica (uma relação hipotética entre variáveis num conjunto de dados) para prever a força de corte na usinagem no torneamento, levando em consideração o raio de ponta da ferramenta na formação de cavaco e no desgaste da ferramenta. O modelo também obteve sucesso, chegando a um nível de confiança de 95% de acerto em prever a força de corte usinada, e pode ser usado para outras geometrias de ferramentas, assim como no processo de furação e fresamento.

### 3.2 Integridade superficial

Quando se trata sobre caracterização, análise sobre alguma influência na usinagem ou ambos, é necessário compreender sobre integridade superficial. Bordinassi (2006) definiu integridade superficial como "[...]uma medida da qualidade das superfícies usinadas interpretada em função de elementos que descrevem a estrutura da superfície e do substrato do material". Dentro do tema integridade superficial, estão situadas as propriedades metalúrgicas, topológicas e químicas das superfícies; como, por exemplo, a rugosidade, alterações microestruturais, tensões residuais e variações de microdureza (JANG et al., 1996; MATSUMOTO; BARASH; LIU, 1986).

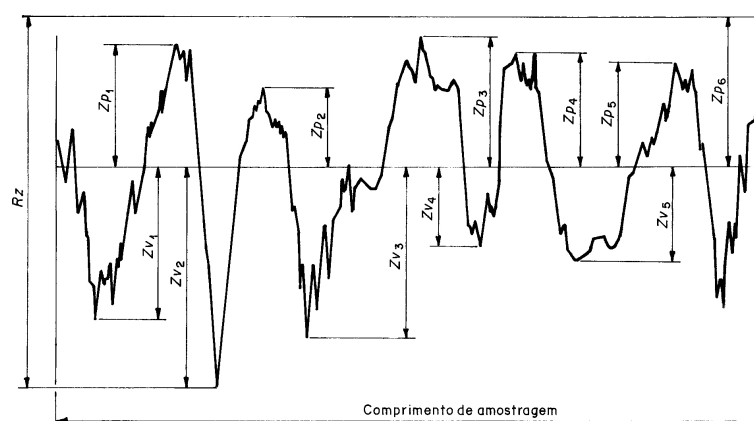
Como dito anteriormente, integridade superficial engloba alguns subtemas que a compõem. Em função do tema desta dissertação, o foco será no subtema rugosidade. Ao decorrer desta subseção, serão apresentados alguns parâmetros de rugosidade, visto que o entendimento dos mesmos é necessário para a análise das ferramentas retificadas bem como na caracterização dos corpos de provas de Ti-6Al-4V ELI usinados.

Dito isso, destaca-se a importância da análise de diferentes parâmetros de rugosidade, como o  $R_z$ , que consiste em uma média entre a altura de picos e profundidade de vales em 5 regiões do perfil (Equação 1 e Figura 3);

$$R_z = \frac{z_1 + z_2 + z_3 + z_4 + z_5}{5} \quad (1)$$

em que  $Z$  é a diferença do vale mais baixo com o pico mais alto no mesmo trecho, conforme mostrado na Figura 3. Por exemplo,  $Z_1$  é igual a diferença entre  $Z_{v1}$  e  $Z_{p1}$ .

Figura 3 – Ilustração do parâmetro  $R_z$ .



Fonte: adaptada (ISO.4287, 2002).

E parâmetros como os de fator de assimetria  $R_{sk}$  (*skewness*) (Equação 2), e de achatamento  $R_{ku}$  (*kurtosis* ou *curtose*) (Equação 3); o primeiro indica a assimetria entre a distribuição de picos e vales no perfil, de maneira que valores negativos indicam vales mais largos e valores positivos indicam picos mais largos; o segundo indica a forma da curva de distribuição, sendo 3 o valor de referência para uma distribuição normal, valores superiores a esse designam uma curva bastante pontiaguda (menor variabilidade) e valores inferiores, uma curva mais achatada (maior variabilidade) (MACHADO et al., 2015) (DAGNALL, 1986).

$$R_{sk} = \frac{1}{R_q^3} \left[ \frac{1}{ln} \int_{im}^0 z^4(x) dx \right] \quad (2)$$

$$R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \left[ \frac{1}{ln} \int_{im}^0 z^4(x) dx \right] \quad (3)$$

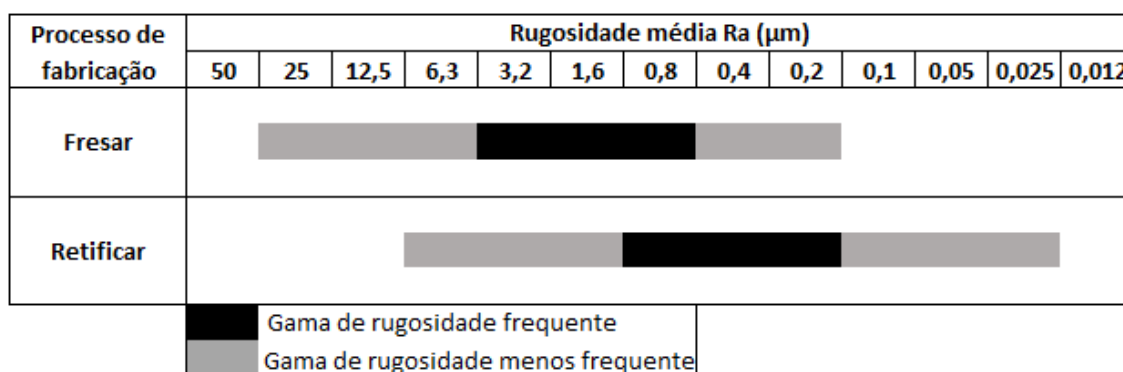
Outras variáveis que merecem atenção, são  $R_t$  (profundidade da rugosidade, definida como a distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo),  $R_{max}$  (o maior valor da rugosidade parcial),  $R_a$  (semelhante  $R_z$ , porém é calculada através da média aritmética dos valores absolutos dos pontos do perfil de rugosidade dentro do campo de medição) e  $R_q$  que se comporta como a variância, (desvio médio quadrático, semelhante ao  $R_a$ , eleva ao quadrado os valores de  $R_a$  e tira a raiz, acentuando os resultados). Uma observação importante, é sobre o uso de  $R_a$ , comumente é um dos parâmetros mais utilizados quando se fala sobre a rugosidade, a Tabela 1, mostra as classes de rugosidades para  $R_a$  e a Figura 4, ilustra a gama de rugosidade  $R_a$  mais e menos frequentes nos processos de fresamento e retificação.

Tabela 1 – Classes de rugosidade ( $R_a$ ).

Valor de rugosidade ( $R_a$ )		Classe de rugosidade
$\mu m$	$\mu in$	
50	2000	N 12
25	1000	N 11
12,5	500	N 10
6,3	250	N 9
3,2	125	N 8
1,6	63	N 7
0,8	32	N 6
0,4	16	N 5
0,2	8	N 4
0,1	4	N 3
0,05	2	N 2
0,025	1	N 1

Fonte: (ISO.1302, 2002).

Figura 4 – Gama de rugosidade média  $R_a$



Fonte: adaptada de (SILVA et al., 2000)

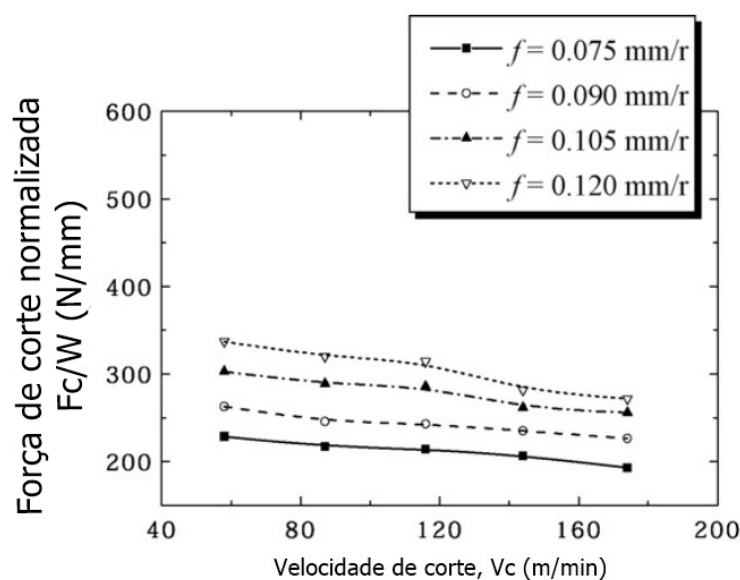


### 3.3 Fresamento de ligas de titânio

O fresamento do titânio é extremamente complicado em razão de suas características únicas, que se refletem em um índice de usinabilidade baixo. Por esta razão, o entendimento do processo de usinagem de ligas de titânio deve ser estudado extensivamente.

Para começar a entender sobre a usinabilidade das ligas de titânio, que não é boa, podemos começar pela força de corte, Fang e Wu (2009) realizaram um estudo comparativo entre a força de usinagem em alta velocidade comparando a liga Ti-6Al-4V com uma superliga de níquel Inconel 718, levando em consideração a geometria da aresta. Vale ressaltar que a usinagem de alta velocidade é diferente da tradicional em alguns aspectos, como o mecanismo de formação de cavaco, e a geração da força de usinagem e altas temperaturas. As ligas de titânio apresentam problemas de usinagem em razão, principalmente, da sua alta resistência e baixa condutividade térmica (NABHANI, 2001). A força de usinagem afeta diretamente a temperatura de corte, desgaste e vida de ferramenta, a qualidade superficial da peça e assim por diante. Para a comparação citada logo acima, foram utilizados cinco níveis de velocidade de corte e quatro níveis de avanço (58, 87, 116, 144, 174 m/min e 0,075, 0,09, 0,0105, 0,12 mm, respectivamente) e raio de aresta de 0,06 mm. A Figura 5 mostra a variação da força de corte normalizada, dividida pela largura de corte, em relação a velocidade de corte levando em conta o avanço.

Figura 5 – Força de corte vs. condições de corte do titânio.



Fonte: adaptada (FANG; WU, 2009).

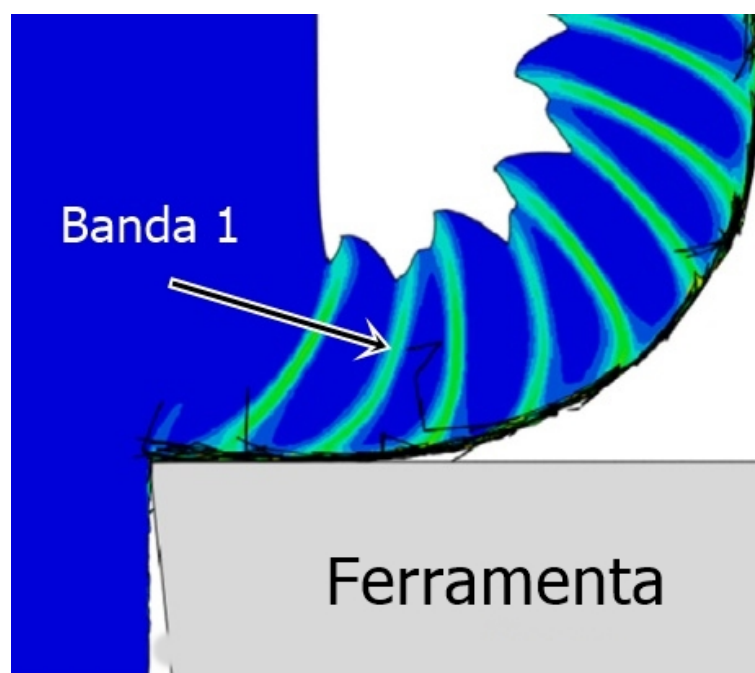
Pode-se observar pelo gráfico da Figura 5 que, conforme aumenta a velocidade de corte, a força de corte é reduzida, e quanto maior o avanço, maior a força. Isso é verificado com a literatura, que indica que para obter menores forças de corte, necessita-se aumentar a velocidade de corte, o que está associado com maiores temperaturas de usinagem, e diminuir o avanço,

que resulta em redução da espessura de corte. Essas informações são relevantes para entender o comportamento da usinagem.

Uma das razões em escolher o titânio para ser usado em aplicações biomédicas, é seu baixo módulo de elasticidade. Entretanto, essa característica que é benéfica para implantes em modo geral, é um problema na usinagem dessas ligas. Isso causa deformação intensa de material durante o cisalhamento, e contribui para a formação de aresta postiça de corte, com mudanças na geometria da ferramenta e a formação de cavacos. Essa formação de arestas postiças afeta a rugosidade, o que a torna irregular (PARIS et al., 2020).

Outro assunto importante é sobre a formação de cavacos, mais especificamente as bandas de cisalhamento adiabático, que são zonas estreitas com espessura da ordem de alguns micrômetros (ROGERS, 1979; DODD et al., 1992; WRIGHT; WRIGHT, 2002). Com isso em mente, Molinari, Soldani e Miguélez (2013) estudaram a faixa de cisalhamento adiabático e as leis que regem a formação de cavaco serrilhado em relação a velocidade de corte e avanço na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V. Essas bandas de cisalhamento são formadas na ponta da ferramenta e se propagam até a superfície oposta dos cavacos; elas crescem na região de formação enquanto são conectadas pelo fluxo de cavacos, sendo que a formação dessas bandas afeta a formação do mesmo, causando instabilidade na formação do cavaco. Para a caracterização do cavaco, foram utilizadas simulações numéricas e comparadas a dados experimentais. A Figura 6 mostra um exemplo da simulação, com formação da banda de cisalhamento.

Figura 6 – Banda de cisalhamento.



Fonte: adaptada de (MOLINARI; SOLDANI; MIGUÉLEZ, 2013).

Os autores verificaram que a instabilidade do fluxo de cavaco e formação do cavaco serrilhado estão relacionados à velocidade de corte, sendo que isto começa a acontecer para

velocidades superiores a 270 m/s.

Um outro problema em usinar as ligas de titânio, é o custo ser elevado, em comparação com ligas semelhantes, por parte do processo de usinagem. Pensando nesse problema, Kuttolamadam et al. (2017), utilizando simulações computacionais, identificaram os parâmetros do processo a fim de reduzir os custos na usinagem de uma liga de titânio. Para isto os autores utilizaram o método dos elementos finitos (*FEM*, do inglês "*finite element method*") selecionando como parâmetros de usinagem para as primeiras simulações, profundidade de usinagem de 1 mm, avanço de 0,15 mm, velocidade de corte de 60 m/min, sem fluido refrigerante, temperatura inicial de 20°C e coeficiente de atrito de 0,5. Esses dados foram processados por diversos softwares ligados ao *FEM*. As simulações foram realizadas com a liga Ti-6Al-4V, com quatro tipos de materiais de ferramentas (metal duro, cerâmica, *CBN* (do inglês "*Cubic Boron Nitride*") e *PCD* (do inglês "*Polycrystalline Diamond*"). A Tabela 2 mostra as forças máximas de corte e de avanço em estado estacionário e a temperatura máxima.

Tabela 2 – Forças máximas de corte e temperatura.

<b>Material da Ferramenta</b>	<b>Força de corte Máxima</b>	<b>Força de avanço Máxima</b>	<b>Temperatura da Ferramenta Máxima</b>
Carboneto	~280 N	~150 N	~800 °C
Cerâmica	~270 N	~140 N	~950 °C
CBN	~280 N	~160 N	~750 °C
PCD	~325 N	~225 N	~250 °C

Fonte: adaptada de (KUTTOLAMADOM et al., 2017).

Pode-se observar, para esses testes, que a menor força de corte e a menor força de avanço registradas referem-se à ferramenta cerâmica; entretanto, a menor temperatura registrada (com uma redução de aproximadamente 66% da ferramenta com a segunda menor temperatura) foi a de *PCD*. Isso é extremamente relevante, pois um dos grandes problemas da usinagem de ligas de titânio é que o aumento considerável do seu custo está relacionado a sua baixíssima condutividade térmica, fazendo com que o calor gerado no processo não possa se dissipar, levando a uma redução considerável da vida útil da ferramenta e dificuldade em obter o acabamento superficial apropriado. Após várias réplicas, chegaram às Equações 4, 5 e 6, que utilizam a taxa de remoção de material (*MRR*, *material removal rate* do inglês) como variável de controle para deduzir o custo da usinagem da liga titânio. Sendo elas:

$$MRR = 1000 \cdot v_c \cdot f \cdot a_p \quad (4)$$

Sendo  $v_c$  a velocidade de corte em m/min,  $f$  é o avanço em mm/dente, e  $a_p$  é a profundidade de usinagem em mm, para obter *MRR* em mm<sup>3</sup>/min. Em sequência a taxa de desgaste idealizada máxima (com base na taxa de desgaste de Usui):

$$W_{Usui} = \frac{Ke^{\alpha}}{(T + 273)pV} \quad (5)$$

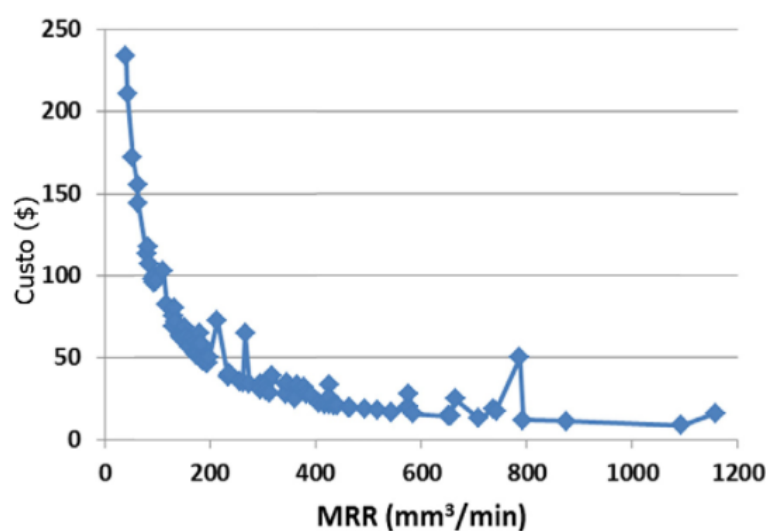
Sendo  $T$  a temperatura em °C,  $p$  é a pressão em MPa,  $V$  é a velocidade de escorregamento superficial em m/min e  $K$  é constante com unidade de Pa<sup>-1</sup> e  $\alpha$  é constante com unidade em Kelvin. Para a liga Ti-6Al-4V, as constantes  $K$  e  $\alpha$  são:  $7,8 \times 10^{-9}$  Pa<sup>-1</sup> e 2500 K respectivamente. E, finalmente, chega-se à Equação 6:

$$f(\$) = \frac{C_1}{MRR} + C_2W_{usui} \quad (6)$$

Sendo  $f(\$)$  o objetivo da função para ser minimizada,  $C_1$  e  $C_2$  são constantes. Com isto, chega-se à Figura 7, que relaciona o custo com o  $MRR$ .

Percebe-se, em relação a Figura 7, que o custo é alto para  $MRR$  baixos por conta da diminuição da produtividade na remoção do material. Conforme o  $MRR$  aumenta, a redução do custo baixou, entretanto houve um aumento ligeiro com o  $MRR$  alto, por volta do valor 800 no eixo x, por conta do aumento do desgaste da ferramenta.

Figura 7 – Base de custo baseado em  $MRR$ .



Fonte: adaptada de (KUTTOLAMADOM et al., 2017).

Como dito anteriormente, dentre os grandes problemas na usinagem do titânio, destacam-se os altos aportes mecânicos e térmicos alcançados no processo. Por conta deles, a integridade superficial é impactada, podendo até alterar o tamanho do grão na superfície da peça usinada (por conta da recristalização e recuperação), causando redução na dureza ou endurecimento da área. Para entender esses problemas, Arisoy e Özel (2015) avaliaram a variação da microestrutura do Ti-6Al-4V, usando o método de elementos finitos e também experimentos práticos, como efeito da micro geometria da ferramenta, do revestimento e das condições de corte. Para o experimento,

utilizaram um disco de Ti-6Al-4V, com a geometria dos insertos sendo o raio de ponta de 0,8 mm e o ângulo de folga de 11°, uma profundidade de usinagem de 2 mm; duas velocidades de corte, sendo de 55 m/min e 90 m/min, e dois valores de avanço, sendo de 0,05 mm e 0,1 mm; sem fluido de corte, um inserto não revestido e um inserto revestido de TiAlN preparado com o método de escovagem. Em velocidade de corte baixa, a ferramenta revestida não apresentou um efeito significativo na microdureza da superfície usinada; entretanto, na maior velocidade, a ferramenta revestida causou um amolecimento na superfície. E, nas medições de tamanho de grão, a ferramenta revestida produziu grãos maiores em relação à ferramenta não revestida. Em termos de temperatura, a ferramenta revestida mostrou maiores temperaturas durante a usinagem em razão de suas propriedades térmicas.

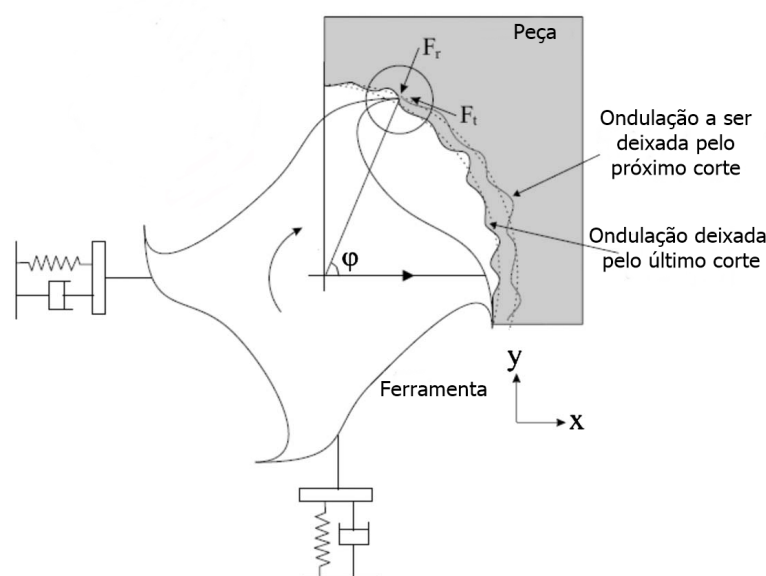
Deformação plástica severa (ou *SPD* do inglês "*Severe Plastic Deformation*"), é um grupo de processos conhecidos para melhorar a resistência mecânica de metais e ligas por causar um refinamento microestrutural. Antonialli et al. (2012) estudaram a usinabilidade da liga de titânio grau 2 que foi severamente deformada e avaliada em termos de força de corte e a rugosidade da peça final. O processo *SPD* que eles empregaram foi o *Equal Channel Angular Pressing (ECAP)*, ou extrusão em canal angular, e os resultados foram comparados com os obtidos nas ligas de Ti e Ti-6Al-4V na condição recozida. Na usinagem do Ti ultrafino no estado de deformado, verificaram que as forças de corte são maiores do que as envolvidas nos materiais recozidos. Em função da geração contínua de cavacos que ocorre no Ti comercialmente puro, mas não no Ti-6Al-4V, a componente passiva da força de usinagem e a rugosidade média do material com granulação fina são maiores. Enquanto o Ti recozido e com granulação fina desgastam a ferramenta por um mecanismo de atrito, a usinagem de liga de titânio promove apenas adesão sobre a aresta da ferramenta.

Para avaliar as características dos materiais antes ou depois de serem processados, é realizada a análise metalográfica. Há diversos tipos de análises, porém em todas é necessário uma preparação da amostra que será analisada. Presente em grande parte das preparações das amostras, esta o corte do material, que normalmente é realizado por operações de corte abrasivo, que deve ser planejado com cuidados para que não haja alterações metalúrgicas nas amostras. As ligas de titânio, por terem baixa condutividade térmica, no momento do corte concentram altas temperaturas, podendo haver mudanças na seção que será analisada. Portanto Braz et al. (2019) investigaram a aplicação de discos abrasivos de corte especialmente projetados no corte metalográfico de titânio comercialmente puro, para tentar reduzir os danos subsuperficiais. Os resultados mostraram que discos com abrasivos de carboneto de silício e granulometria de 30 *mesh* combinadas com um material de ligação extremamente duro levam aos menores valores de profundidade da zona afetada pelo processo de corte abrasivo.

Em se tratando de força de corte no fresamento de ligas de titânio, Antonialli, Diniz e Pederiva (2010) analisaram as componentes da força de corte no fresamento de ligas de titânio. O fresamento é um processo caracterizado por corte interrompido, por isso é fre-

quentemente prejudicado por problemas que envolvem a vibração do sistema de fixação de máquina-ferramenta-peça, especialmente quando há proximidade entre suas frequências naturais e a frequência de entrada da ferramenta na peça de trabalho. A força de corte no fresamento de ligas de titânio sofre flutuações, principalmente pelo seu baixo módulo de *Young* (o que se apresenta um comportamento elástico estendido) e pela baixa condutividade térmica, o que provoca cavacos serrilhados. A Figura 8 mostra o efeito regenerativo da vibração de trepidação no fresamento (efeito mola), ilustrando a ondulação deixada pela última aresta de corte que cisalhou a peça de trabalho e a ondulação a ser deixada pela atual operação. Os componentes tangenciais e radiais de força de corte,  $F_t$  e  $F_r$ , respectivamente, são funções das forças medidas nos eixos  $x$  e  $y$  e do ângulo instantâneo ( $\varphi$ ) da direção de avanço. O detalhe no canto superior direito da figura mostra como essas ondulações deixadas na peça causam variações intensas na espessura do cavaco ( $h$ ), impondo uma carga diferente em cada dente a cada rotação da ferramenta.

Figura 8 – Efeito regenerativo de vibração no fresamento.



Fonte: adaptada de (GANGULI, 2005).

Montassar et al. (2021) investigaram os efeitos da geometria da ferramenta, em conjunto com os parâmetros de corte, no fresamento de mergulho da liga Ti-6Al-4V. Foram utilizados três tipos de insertos (denominados, *Mitsubishi AJX*, *Mitsubishi AQX* e *TANGPLUNGE*), que se diferenciavam entre raio de ponta (0,8 mm para a ferramenta *AQX*; 1 mm para a ferramenta *TANGPLUNGE* e 2 mm para a ferramenta *AJX*) e ângulo de posição fornecidos pelos fabricantes (90 a 115° para a ferramenta *AJX*, 86 para a ferramenta *AQX* e 90° para a ferramenta *TANGPLUNGE*). Para o entendimento dessas variáveis, foram medidas, principalmente, as componentes da força de usinagem. Os autores verificaram que o aumento da força de usinagem depende de alguns parâmetros. O raio de ponta interfere na forma da progressão da variação da força: ele pode tornar esse crescimento da força rápida ou lenta, de modo que quanto maior o

raio de ponta, mais rápido será o aumento da força. O ângulo de posição, com valores acima de 90°, origina maiores larguras de corte e, conseqüentemente, um aumento na força de corte.

Como dito anteriormente, a geometria da ferramenta é algo complexo de se realizar com perfeição, porém dependendo da geometria, esta pode se tornar benéfica na usinagem do titânio. Hall et al. (2019) investigaram o impacto do ângulo de inclinação da aresta na usinabilidade da liga de titânio Ti-6Al-4V, computacionalmente e experimentalmente. Para isto, foram estudadas a força de usinagem e a geometria do cavaco. Foram utilizados dois ângulos de inclinação, de 12° e 14°; e percebeu-se que, para o ângulo de 12°, os cavacos gerados são mais irregulares na sua forma e não exibem bordas serrilhadas distintas como no ângulo de 14°.

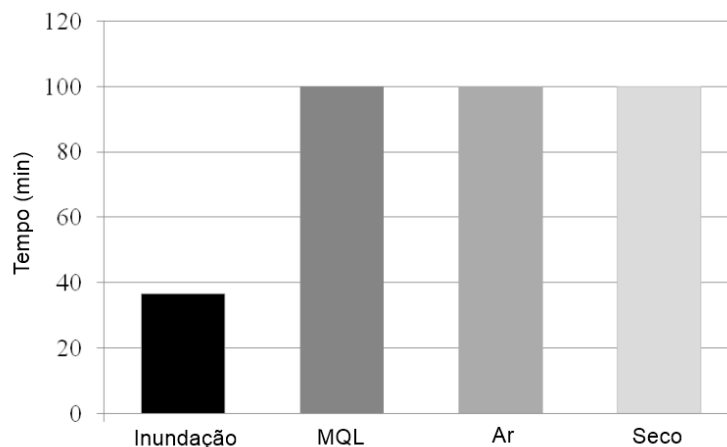
A temperatura mais alta gerada na superfície usinada irá induzir a maior tensão residual de tração na superfície. Com forças de corte mais altas, a tensão residual compressiva se distribui mais profundamente abaixo da superfície recém usinada. Modelar o tipo certo de cavaco formado é extremamente crítico para prever corretamente a distribuição de tensão residual abaixo da superfície recém usinada. Isso ocorre porque há uma diferença substancial na distribuição de temperatura e forças de corte com cavacos contínuos e segmentados. Já para a força de usinagem, não houve uma diferença significativa; ao diminuir o ângulo de inclinação em 2°, a força de usinagem aumentou entre 0,9% e 2%. No quesito de vida útil de ferramenta, os experimentos mostraram que, com a ferramenta de 14°, houve um prolongamento de aproximadamente 6,2% em relação à ferramenta de 12°.

As ligas de titânio apresentam grande afinidade química com a maioria dos materiais das ferramentas que são conhecidas, isso se agrava com as altas temperaturas alcançadas na usinagem, diminuindo exponencialmente a vida útil das ferramentas. Fluídos de corte aquosos são os que mais se usam para estender a vida das ferramentas diminuindo as altas temperaturas que são geradas pelo processo de usinagem além de evitar danos causados pela temperatura nas superfícies que estão sendo preparadas. Entretanto, no caso de processos com corte interrompido, como o fresamento, esse tipo de fluído refrigerante pode causar trincas térmicas e delaminações do revestimento na aresta de corte da ferramenta, portanto causando a diminuição da vida da ferramenta.

Por esses problemas, Antonialli, Diniz e Neto (2009) verificaram se outros tipos e condições de fluídos refrigerantes poderiam ser aplicados em fresamento de acabamento de liga de titânio Ti-6Al-4V. Foram testadas quatro condições, fresamento sem fluido, ar comprimido, quantidade mínima de lubrificação (*MQL* do inglês) e com fluido aquoso. Como resposta, obtiveram a vida útil da ferramenta e seus principais mecanismos de desgaste e rugosidade da peça de trabalho, microdureza e deformação do grão. As Figuras 9 e 10 mostram a vida de ferramenta e rugosidade respectivamente. Os resultados mostraram que tanto o corte sem fluido quanto o corte com ar comprimido ou *MQL* proporcionaram maior vida útil da ferramenta do que quando a refrigeração com fluido aquoso foi aplicada, provavelmente em razão do intenso choque térmico gerado sobre a ferramenta nesta última condição. Em termos de rugosidade,

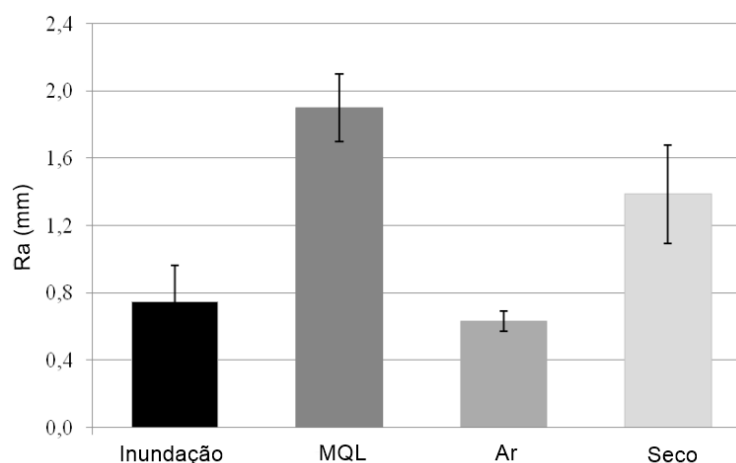
tanto o corte sem fluido quanto o corte com *MQL* não apresentaram bons resultados. Além dessa deformação do grão, uma precipitação de inclusão não registrada conduzida pela usinagem foi possivelmente encontrada no corte sem fluido. Portanto, a conclusão foi que o corte com ar comprimido é a melhor condição de refrigeração e lubrificação naquelas condições.

Figura 9 – Vida da ferramenta em condições de fluidos lubri-refrigerantes.



Fonte: adaptada de (ANTONIALLI; DINIZ; NETO, 2009).

Figura 10 – Rugosidade em condições de fluidos lubri-refrigerantes.



Fonte: adaptada de (ANTONIALLI; DINIZ; NETO, 2009).

Em se tratando de ângulo de posição da ferramenta, Antonialli e Diniz (2010) estudaram como a vida da ferramenta e as forças de corte são influenciadas pelo ângulo de posição da ferramenta e pelo ângulo de contato entre ferramenta e peça no fresamento de faceamento da liga Ti-6Al-4V. Usar um ângulo de posição pequeno realmente aumenta a vida útil da ferramenta de corte, ainda que as forças de corte sejam aumentadas. No caso do ângulo de contato entre ferramenta e peça, o menor valor não se mostra benéfico para a vida útil da ferramenta por conta



do choque desfavorável durante a entrada do inserto, provocando microlascamento da aresta. Já a combinação entre pequeno ângulo de posição e grande ângulo de contato apresenta desgaste regular da aresta e difusão como mecanismo de desgaste.

Sobre a influência do processo de fresamento em relação a topografia de ligas de titânio (titânio comercialmente puro e Ti-6Al-4V ELI), Silva (2021) avaliou o estado de superfície no fresamento de ligas de titânio com ferramentas comerciais. Para isso, variaram os testes com diferentes ferramentas, as ligas de titânio citadas logo acima bem como a velocidade de corte. O processo de fresamento utilizado foi o de faceamento via fresamento frontal. Concluiu-se que, o tipo de ferramenta é a variável mais influente sobre a rugosidade média, fator de assimetria e fator de achatamento do perfil, embora, o tipo da liga a ser usinada também é estatisticamente importante nos resultados referentes a rugosidade média bem como a velocidade de corte esta relacionada a rugosidade media e o fator de assimetria. A fresa de alto desempenho gerou uma topografia majoritariamente composta por picos, enquanto a fresa convencional compôs a superfície por vales.

Para sintetizar o que esse capítulo engloba, a Figura 11, ilustra os principais tópicos que foram presentes nessa revisão com seus respectivos autores.

Figura 11 – Principais tópicos abordados na revisão bibliográfica.

Artigos \ Tópicos	Preparação de ferramentas	Integridade Superficial	Fresamento de ligas de Titânio	Raio de Ponta
Denkena; biermann, 2014	X	X		
Denkena et al, 2014	X	X		
Fulemova e Janda, 2014	X	X		
Carrer, 2018	X			
Pan et al, 2020	X			
Cai et al, 2020	X			
Ventura, Köhler e Denkena, 2014	X			
Kuppuswamy e Mkhize (2017)	X			
Ventura; Köhler; Denkena, 2013	X	X		
Pivotto, 2020	X	X		
Klocke, 2011	X			X
Machado et al, 2015		X		X
Muñoz-Escalona e Maropoulos (2015)	X			X
Orra e Choudhury, 2018				X
Bordinassi, 2006		X		
Jang et al, 1996		X		
Matsumoto; barash; liu, 1986		X		
Dagnall, 1986		X		
Fang e Wu, 2009			X	
Nabhani, 2001			X	
Paris et al, 2020			X	
Molinari, Soldani e Miguélez, 2013			X	
Kuttolamadom et al, 2017			X	
Arisoy e Ozel, 2015		X	X	X
Antonialli et al, 2012		X	X	
Braz et al, 2019			X	
Antonialli, Diniz e Pederiva, 2010			X	
Montassar et al, 2021			X	X
Hall et al, 2019			X	
Antoialli, Diniz e Neto, 2009			X	
Antonialli e Diniz, 2010			X	
Silva, 2021		X	X	

Fonte: O autor.

## 4 MATERIAIS E MÉTODOS

Esta seção se destina ao detalhamento de todos os equipamentos utilizados na pesquisa, bem como os materiais e os métodos que foram empregados na preparação dos insertos, construção do porta-ferramentas, confecção dos corpos de prova de Ti-6Al-4V ELI, e os testes de fresamento frontal.

### 4.1 Preparação dos insertos

As ferramentas para fresamento frontal foram preparadas a partir de insertos de metal duro sem revestimento; portanto, insertos constituídos na classe ISO k10, que foram retificados.

Para a preparação de insertos, utilizou-se a retificadora com Controle Numérico Computadorizado (CNC) de quatro eixos, modelo Agathon DOM Plus, com potência máxima de 16 kW e rotação máxima de 3400 rpm. A Figura 12 mostra uma foto da retificadora CNC utilizada nesta pesquisa.

Figura 12 – Fotografia da retificadora CNC.

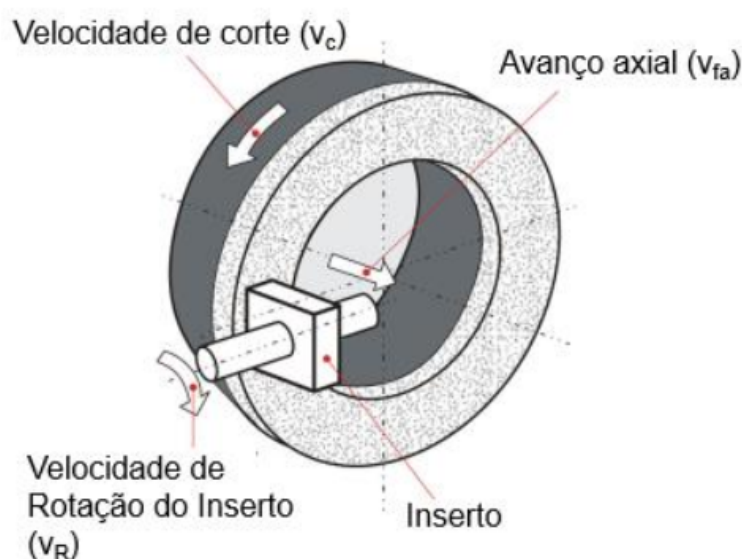


Fonte: adaptada de (PIVOTTO, 2020).

Para o processo de retificação, optou-se por rebolo de diamante do tipo copo, com ligante resinóide e concentração C100. A granulometria do rebolo, bem como os parâmetros empregados, foram escolhidos baseados no trabalho realizado por Pivotto (2020), sendo que o tamanho de grão escolhido para o rebolo é de  $15 \mu\text{m}$  (D15), a velocidade de corte do rebolo ( $v_c$ ) é de 20 m/s, a velocidade de avanço axial ( $v_{fa}$ ) é de 4 mm/min, a velocidade de rotação do inserto para

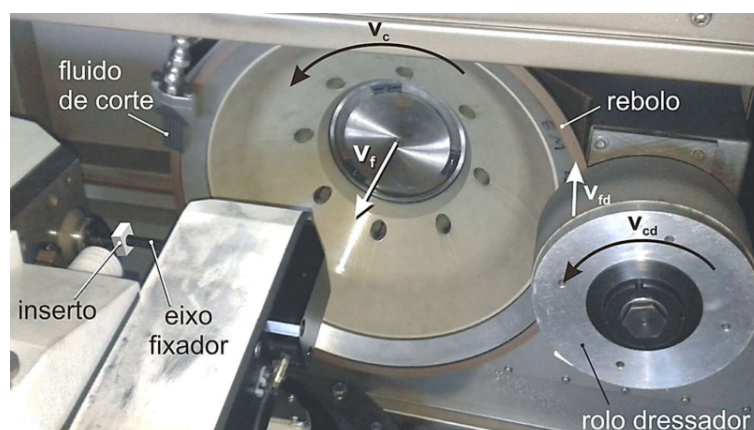
a retificação de raio de ponta ( $v_r$ ) é de  $50^\circ$  /min e foi utilizado aplicação abundante de óleo integral mineral. A cada inserto fabricado, o rebolo foi dressado utilizando alumina, seguindo granulometria de 220# e parâmetros constantes com velocidade tangencial do dressador ( $v_{cd}$ ) de 10 m/s e velocidade de avanço do dressador ( $v_{fd}$ ) de  $3 \mu\text{m/s}$ , durante 5 segundos, além de aplicação abundante de óleo integral mineral. Um esquema de como é a retificação pode ser visto na Figura 13. A Figura 14, indica as direções das velocidades do dressador, bem como o interior da retificadora CNC.

Figura 13 – Esquema de retificação de inserto.



Fonte: (CRUZ, 2021).

Figura 14 – Foto interna da retificadora CNC com as indicações das velocidades do dressador.



Fonte: (CRUZ; SORDI; VENTURA, 2020).

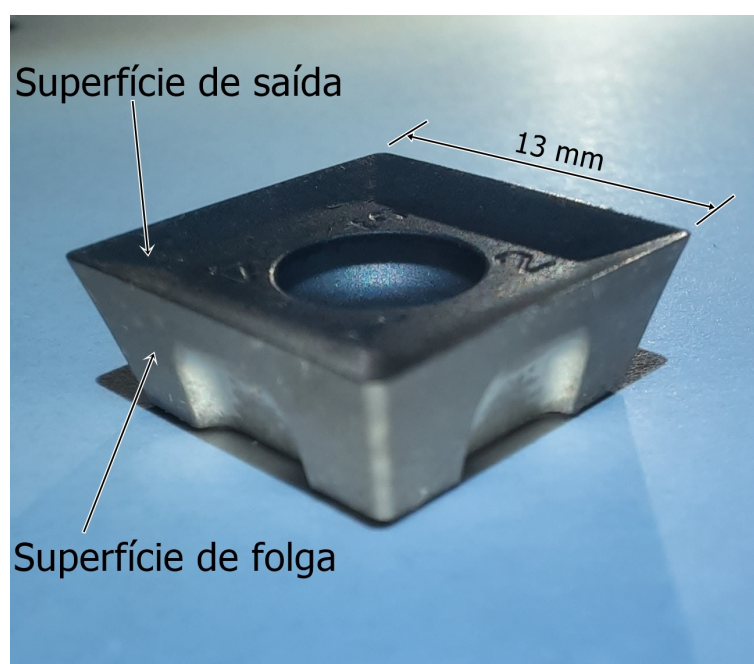
Na preparação dos insertos, foi inserido o fator de influência proposto para este estudo, o raio de ponta. Para tanto, foram empregados três níveis, sendo estes escolhidos com base em raios de ponta encontrados comumente no mercado: 0,8 mm; 1,2 mm e 1,6 mm. Em todos os

casos, foi mantido o mesmo ângulo de folga de  $20^\circ$  (ângulo esse já presente nos insertos em bruto). Como pode ser visto na Figura 15, cada inserto possui quatro pontas, sendo que foram preparados dois insertos com cada raio de ponta proposto, ou seja, foram retificadas oito pontas com  $r_\epsilon = 0,8$  mm, oito pontas com  $r_\epsilon = 1,2$  mm e oito pontas com  $r_\epsilon = 1,6$  mm

Após a preparação, os insertos foram caracterizados utilizando o microscópio para análise tridimensional de imagens denominado Alicona InfiniteFocus SL, localizado no Laboratório de Metrologia Mecânica e Dimensional, dentro do Laboratório de Processos de Fabricação (LPF) do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de São Carlos (DEMec/UFSCar). Esse equipamento funciona por meio de um sistema de variação de foco, sendo possível, portanto, avaliar defeitos superficiais, características dimensionais e até parâmetros de rugosidade. Para isso, foi suficiente uma lente objetiva de ampliação 10x, embora também estejam disponíveis no mesmo laboratório as lentes de ampliação 20x e 50x.

A mesma caracterização já havia sido realizada nos insertos antes da retificação, quando foram escolhidos três insertos em bruto. Para maior confiança nas medições, a caracterização foi conduzida sobre duas arestas de corte intactas de cada um desses insertos. Em cada uma delas, foram avaliados diferentes parâmetros de rugosidade, na superfície de folga (superfície defronte à peça de trabalho durante a usinagem) (Figura 15). A distância mínima entre os perfis ideal e real da aresta de corte e a largura da aresta real (respectivamente, os parâmetros de irregularidade da aresta  $\Delta_r$  e  $W\Delta_r$ ) também foram medidas. Todos esses resultados foram avaliados por meio de análise de variância (ANOVA).

Figura 15 – Localização das superfícies de folga e saída.



Fonte: O autor.

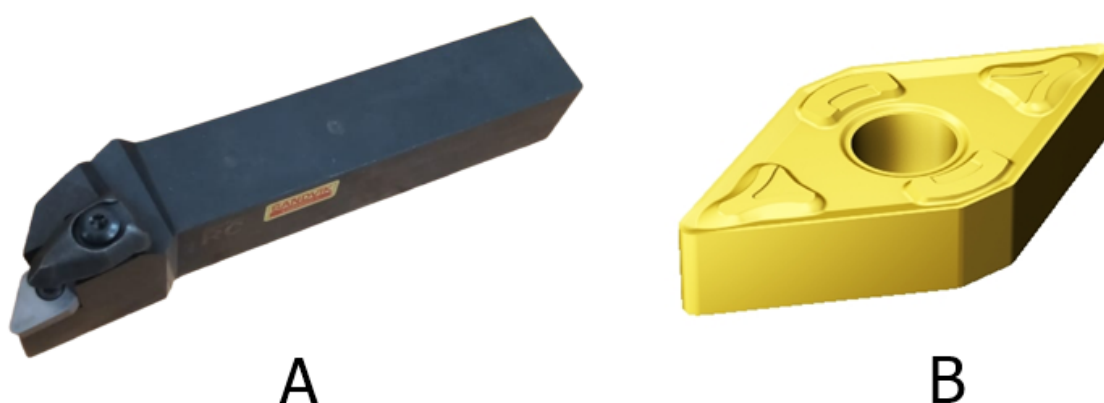
## 4.2 Projeto e desenvolvimento do porta-ferramentas

O porta-ferramentas foi fabricado em aço ferramenta para trabalho a quente tipo H13 endurecido, considerando assento individual para apenas uma pastilha de metal duro. A opção por inserto único pretendeu evitar o risco de que uma pequena diferença de altura entre dois ou mais insertos (justificável em razão da preparação envolver poucos insertos) montados no corpo de fresa viesse a alterar significativamente a dinâmica do processo.

O diagrama da Figura 18 mostra a evolução da confecção do porta-ferramentas (em "A", imagens relacionadas ao processo de usinagem para a confecção do porta ferramenta; em "B", imagens relacionadas ao tratamento térmico; e, em "C", o porta-ferramentas pronto e com o inserto fixado), com as dimensões de diâmetro de corte ( $D_c$ ) de 24 mm, comprimento funcional (LF) aproximadamente 100 mm, ângulo de saída ortogonal ( $\gamma_o$ ) de 12° e ângulo de posição ( $\kappa_r$ ) de 90°. Esses parâmetros foram escolhidos com base em outros porta-ferramentas de dois ou mais assentos comumente encontrados no mercado, pois é incomum um porta-ferramentas com assento único para o tamanho de inserto utilizado nesse trabalho.

Primeiramente, foi realizado o torneamento para que o porta-ferramentas ficasse próximo das dimensões finais, e o fresamento do assento para o inserto, como visto na Figura 18 (A). No torneamento, utilizou-se o suporte DDJNR 2525M 15 (Figura 16 (A)) com o inserto DNMG 150608 XM GC30 (Figura 16 (B)), com  $v_c$  de 200 m/min,  $f$  de 0,15 mm e  $a_p$  de 0,5 mm. O fresamento foi realizado com uma ferramenta de metal duro de 4 mm de diâmetro, com  $v_c = 63$  m/min,  $f_z = 0,05$  mm e  $a_p = 0,5$  mm.

Figura 16 – Suporte DDJNR 2525M 15 (A) e o inserto DNMG 150608 XM GC30 (B).



Fonte: O autor.

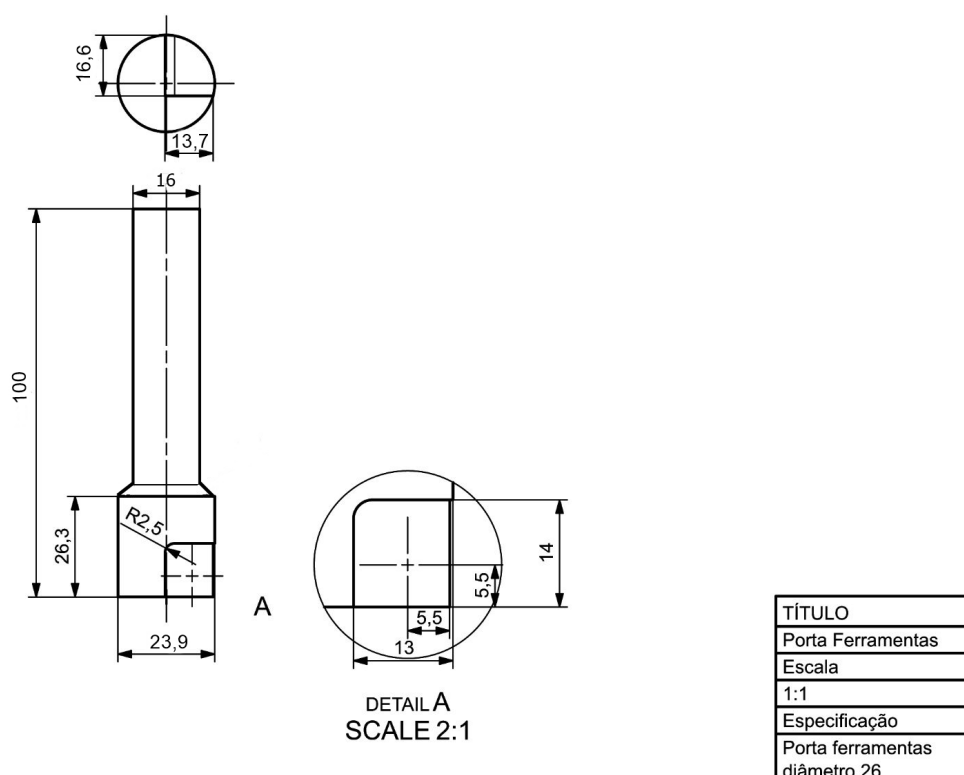
O tratamento térmico do porta-ferramentas, foi realizado no Departamento de Engenharia de Materiais da Universidade Federal de São Carlos (DEMa/UFSCar). Foram dois processos, a têmpera e o revenimento. O primeiro, foi realizado em temperatura de 1000°C, e utilizou-se

o forno do modelo FL-1300, com o tempo de aproximadamente 1 hora e 30 minutos, sendo a peça resfriada rapidamente em óleo ARTEMP 40 pré aquecido a aproximadamente 65°C. Após esse processo, foi realizado revenimento duplo a 400°C. A dureza média ficou em 45 HRc. Vale destacar que, para o processo de têmpera, o porta-ferramentas foi depositado em uma "cama" de grafite, a fim de minimizar o efeito de descarbonetação; mesmo com essa proteção, estima-se que, abaixo de 1 mm da superfície, a dureza provavelmente esteja mais elevada.

O acabamento da haste foi realizado pois, antes do tratamento térmico, o porta-ferramentas foi confeccionado com sobremetal para correção futura caso houvesse algum empenamento no processo de têmpera e revenimento. Para essa usinagem, como o sobremetal foi da ordem de alguns décimos de milímetros, não foi necessária nenhuma condição especial, sendo utilizados os mesmos parâmetros de torneamento e fresamento descritos um anteriormente. Após o acabamento, as dimensões finais ficaram conforme descritas no começo desta seção. A Figura 17 é o desenho técnico do porta-ferramentas com as dimensões finais.

As subseções que seguem, contemplam a avaliação desse projeto em termos do carregamento estático ao qual a haste estaria submetida em serviço.

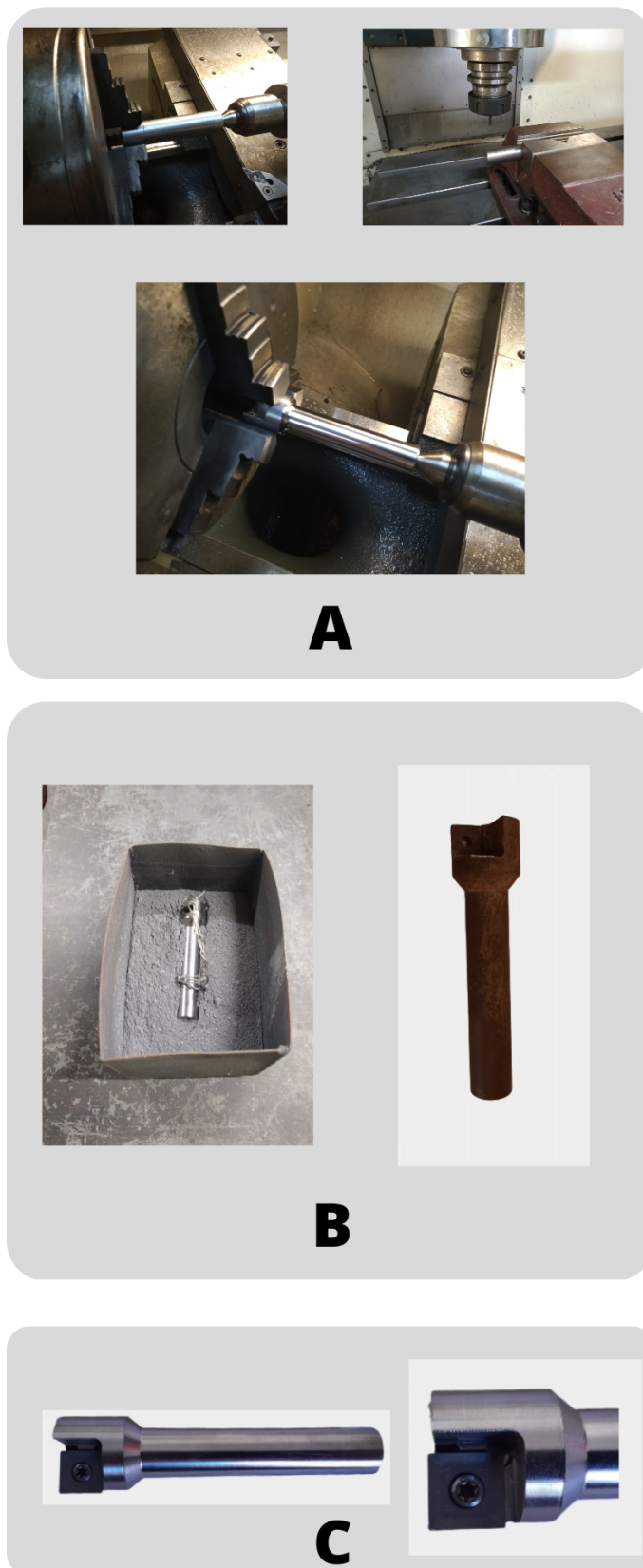
Figura 17 – Desenho técnico do porta ferramenta.



Fonte: O autor.



Figura 18 – Diagrama da confecção do porta ferramenta, "A" imagens relacionadas ao processo de usinagem para a confecção do porta ferramenta, "B" imagens relacionadas ao tratamento térmico e "C" porta ferramenta pronto.





### 4.2.1 Força de corte

De acordo com Machado et al. (2015), a determinação da força de usinagem é importante para prever a potência de corte ou os esforços na estrutura e elementos entre a máquina e ferramenta. Para a determinação teórica da força de corte, é usada a Equação 7.

$$F_c = k_s \cdot A_{max} \quad (7)$$

Em que  $k_s$  se refere a pressão específica de corte e  $A_{max}$  a área da seção de corte que pode ser obtida na Equação 8. Neste dimensionamento, será utilizado o maior valor de  $f_z$  previsto (0,30 mm), pois implicará no  $A_{max}$  para que se possa modelar para a maior condição.

$$A_{max} = b \cdot h \Rightarrow a_p \cdot f_z \quad (8)$$

O valor da pressão específica de corte, em MPa, é equivalente à força de corte, em N, necessária para remover uma área de seção de corte de 1 mm<sup>2</sup>. Esse valor varia de acordo com o material da peça que será usinada, material e geometria da ferramenta, área da seção de corte, condições de lubrificação e refrigeração e desgaste da ferramenta. Considerando o modelo de Kienzle, essa pressão específica de corte (em N/mm<sup>2</sup>) é calculada conforme a Equação 9.

$$k_s = k_{s1} \cdot h_m^{-z} \quad (9)$$

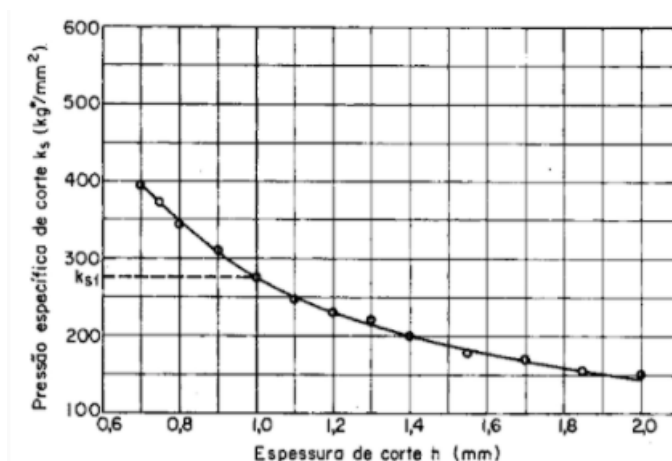
As variáveis  $k_{s1}$  e  $z$  são obtidos da Tabela 3, que mostra somente os valores para o Ti-6Al-4V ELI. E  $h_m$  é a espessura média do cavaco, obtida pela Equação 10, em que  $a_e$  é penetração de trabalho (mm),  $f_z$  avanço por dente (mm) e  $D_c$  diâmetro de corte (mm). Para este caso, ao calcular a espessura média do cavaco, foi utilizado o valor de  $f_z$  menor (0,10 mm), para modelar os valores mais críticos, o valor menor de  $f_z$ , implicará no maior  $k_s$ . A Figura 19 ilustra essa condição.

$$h_m = \frac{\sin \kappa_r \cdot 180 \cdot a_e \cdot f_z}{\pi \cdot D_c \cdot \arcsin\left(\frac{a_e}{D_c}\right)} \quad (10)$$

Tabela 3 – Valores de  $k_{s1}$  e  $z$  para Ti-6Al-4V ELI.

Material	$k_{s1}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$z$
Ti-6Al-4V ELI	1400	0,23

Fonte: adaptada de (MACHADO et al., 2015).

Figura 19 – Influência do  $h_m$  no valor de  $k_s$  para um material inespecífico.

Fonte: Fonte: (FERRARESI, 1970).

#### 4.2.2 Momento torçor

Torção pode ser definida como a tensão que ocorre em um elemento quando esse é submetido a um momento sobre seu eixo longitudinal. É de extrema importância prever a torção de um eixo, pois não é suficiente projetá-lo apenas para a resistência à flexão (POPOV, 1978).

Sobre concentração de tensões, quando há eixos escalonados em que o diâmetro muda abruptamente (como é o caso do porta-ferramentas), há grandes perturbações nas tensões de cisalhamento. Popov (1978) escreveu que, próximo à junção dos dois diâmetros, as tensões permanecem próximas, mas quanto mais distante o ponto estiver dessa junção, mais é diferente essas tensões. Os fatores de concentração de tensões para algumas proporções de eixos (semelhante ao porta-ferramentas) estão na Figura 20.

Para, então, obter a concentração de tensão ( $K$ ) no caso de um eixo escalonado, seleciona-se a curva da Figura 20, para um determinado valor da relação entre os diâmetros  $D/d$ , considerando ainda um dado valor de razão entre raio de concordância e raio da seção menor  $r/(d/2)$ . A máxima tensão de cisalhamento efetiva [MPa] é obtida pela Equação 11.

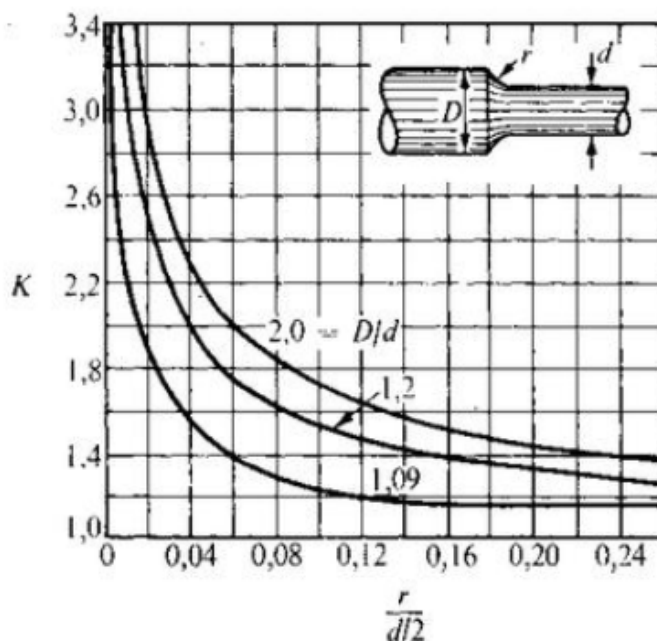
$$t_{max} = K \cdot \left( \frac{T \cdot c}{J} \right) \quad (11)$$

Onde  $T \cdot c/J$  é a tensão de cisalhamento determinada para a seção menor. Sendo que  $T$  [N.m] é o momento torçor resultante (Equação 12),  $c$  [m] é o raio externo do eixo e  $J[m^4]$  é o momento polar de inércia dado pela Equação 13.

$$T = F_c \cdot \left( \frac{D}{2} \right) \quad (12)$$

$$J = \frac{\pi}{2} \cdot c^4 \quad (13)$$

Figura 20 – Fatores de concentração de tensão torcional nos eixos de seção variável.



Fonte: Fonte: (POPOV, 1978).

### 4.2.3 Coeficiente de segurança

Para validar o porta-ferramentas, é necessário realizar o cálculo do coeficiente de segurança  $n$  por meio da Equação 14, onde  $\sigma_{admissivel}$  pode ser considerado o limite de resistência à tração do material do porta-ferramentas, e  $t_{max}$  é aquele dado pela Equação 11.

$$n = \frac{\sigma_{admissivel}}{t_{max}} \quad (14)$$

O valor do limite de resistência à tração pode ser aproximado por meio de um cálculo baseado na dureza do material em questão, conforme a Equação 15 em que a constante refere-se a aços tratados termicamente (veja Souza (1982)) e  $HBS$  é o valor de dureza Brinell, obtido conforme a norma (ASTM, 2018).

$$\sigma_{admissivel} = 0,33 \cdot HBS \quad (15)$$

### 4.3 Ensaios de fresamento

Os insertos retificados com raios de ponta distintos e o porta-ferramentas especialmente desenvolvido para utilizá-los foram testados a partir de ensaios de fresamento sobre corpos de prova da liga Ti-6Al-4V ELI. As Tabelas 4 e 5 contém, respectivamente a composição química e as propriedades mecânicas referentes à norma (ASTM.F136, 2021). Essa liga possui intersticiais

extra baixos (ELI); o controle rigoroso de elementos intersticiais melhora a ductilidade e a tenacidade, tornando-a própria para aplicações médicas e odontológicas.

Tabela 4 – Composição química do Titânio 6Al-4V ELI.

<b>Elemento</b>	<b>Composição %</b>
Nitrogênio, max	0,05
Carbono, max	0,08
Hidrogênio, max	0,012
Ferro, max	0,25
Oxigênio, max	0,13
Alumínio	5,5 - 6,50
Vanádio	3,5 - 4,5
Titânio	Balanço

Fonte: Adaptada de (ASTM.F136, 2021).

Tabela 5 – Propriedades mecânicas do Titânio 6Al-4V ELI

<b>Resistência à tração (min, MPa)</b>	<b>Limite de escoamento (min, MPa)</b>	<b>Alongamento (%)</b>	<b>Redução de área (%)</b>
860	795	10	25

Fonte: Adaptada de (ASTM.F136, 2021).

O fresamento dos corpos de prova foi realizado em um centro de usinagem vertical Romi D600, localizado no Laboratório de Processos de Fabricação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de São Carlos (LPF/DEMec/UFSCar).

Definiram-se, como constantes, a velocidade de corte ( $v_c$ ) em 60 m/min o que resulta em uma rotação ( $n$ ) de aproximadamente 810 rpm; também a profundidade de usinagem ( $a_p$ ) de 1 mm, além da penetração de trabalho ( $a_e$ ) de 16,8 mm. Utilizou-se o fluido sintético em alta vazão VCI MV Aqua 180.

Além da variável inerente à ferramenta, o raio de ponta, foram empregadas cinco variações de avanço por dente ( $f_z$ ) sendo elas 0,10 mm; 0,15 mm; 0,20 mm; 0,25 mm e 0,30 mm. Como mencionado na sessão 4.1, há três valores para o raio de ponta (relembrando: 0,8 mm; 1,2 mm e 1,6 mm, sendo dois insertos com 4 pontas cada para cada raio de ponta), juntamente com os avanços por dente, têm-se 15 testes de fresamento ao todo. Vale ressaltar que, para cada um dos passes, foi utilizada uma ponta do inserto nova de forma a evitar qualquer influência de desgaste ou avaria sobre a integridade superficial. A Figura 21, ilustra o porta-ferramentas, com o inserto, acoplado no eixo-árvores do centro de usinagem ROMI D600.

Figura 21 – Porta-ferramentas instalado no centro de usinagem ROMI D600.



Fonte: O autor.

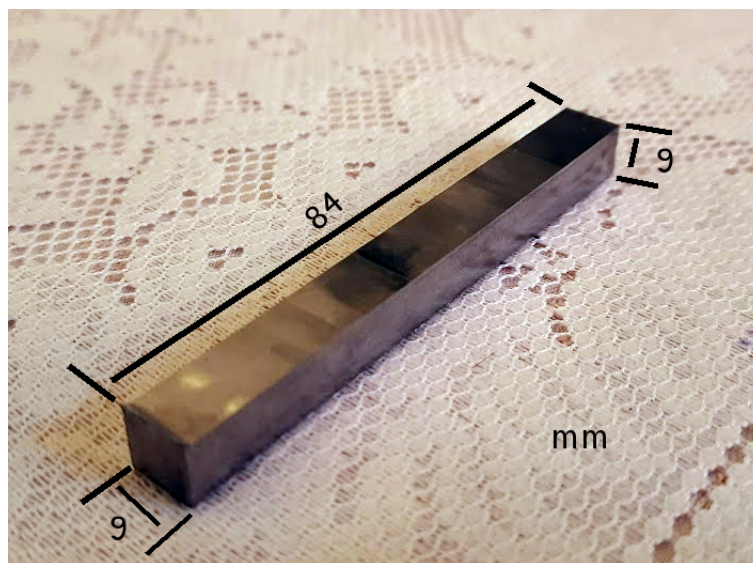
#### 4.3.1 Preparação dos corpos de prova

Os corpos de prova referentes à liga de titânio Ti-6Al-4V ELI foram recebidos em formato cilíndrico. Esses foram usinados até as dimensões de aproximadamente 84mm x 9mm x 9mm, como visto na Figura 22.

#### 4.3.2 Avaliação da rugosidade

Após os testes, a superfície usinada foi caracterizada pelo microscópio Alicona InfiniteFocus SL, a fim de obter informações sobre a integridade da superfície em modo geral. Os parâmetros de rugosidade escolhidos foram;  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$ ,  $R_{max}$ ,  $R_{sk}$  e  $R_{ku}$ ; esses são comumente usados para caracterizar a integridade superficial, portanto, para esse propósito são importantes para a discussão. Para a caracterização, cada passe do processo de fresamento foi caracterizado em três pontos diferentes, portanto, utilizaram-se três perfis, ao longo da direção de avanço, garantindo uma maior confiança estatística. Assim, houve um total de 45 medições; essas foram avaliadas por meio de análise de variância (ANOVA) conforme apresentado na seção Resultados e discussão.

Figura 22 – Dimensão dos corpos de prova após esquadrejamento.



Fonte: O autor.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção, são apresentados os resultados referentes à caracterização das ferramentas, ao desenvolvimento do porta-ferramentas, bem como ao fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V ELI em si.

### 5.1 Caracterização das ferramentas

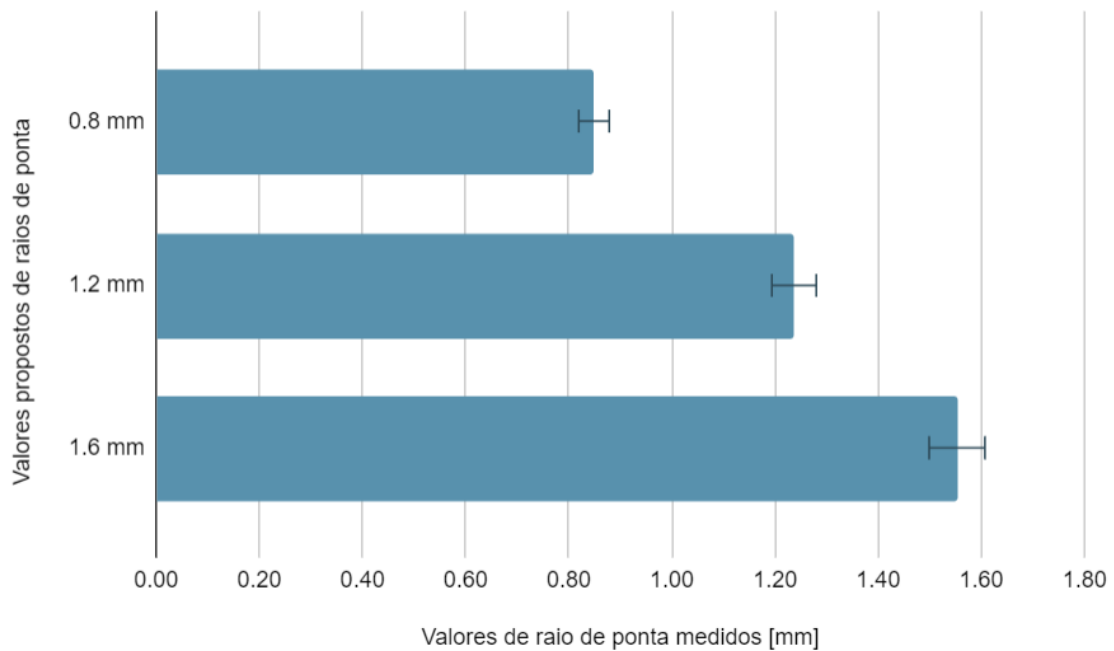
Os resultados da caracterização das ferramentas após a retificação são apresentados em termos da rugosidade da superfície de folga, bem como dos parâmetros de irregularidade da aresta. Todos estes resultados estão publicados em Rosa, Ventura e Antonialli (2021).

#### 5.1.0.1 Valores obtidos na medição dos raios de ponta propostos

Conforme já mencionado, as pastilhas de metal duro foram retificadas com diferentes raios de ponta; dessa forma, foram obtidas duas pastilhas com raio de ponta de 0,8 mm, duas pastilhas com raio de ponta de 1,2 mm e duas pastilhas com raio de ponta de 1,6 mm; todas mantendo um ângulo de folga de 20°. Após o processo de retificação, as quatro pontas de cada inserto foram caracterizadas. A caracterização foi realizada, em primeiro lugar, para medir o raio de ponta; isso é importante para garantir que o raio de ponta programado na retificadora foi realmente alcançado. Três medições foram feitas em cada ponta de cada inserto e, então, calculada a média.

Percebeu-se que o processo de retificação se mostrou eficiente, atingindo valores muito próximos dos valores nominais de raio de ponta que foram programados na retificação. O erro entre a média geral e o raio nominal da ponta é + 6,1% para 0,8 mm, + 3,0 % para 1,2 mm e - 2,9 % para 1,6 mm de raio. A Figura 23 apresenta esses resultados.

Figura 23 – Valores de raios de ponta.



Fonte: O Autor.

### 5.1.1 Rugosidade das superfícies de folga

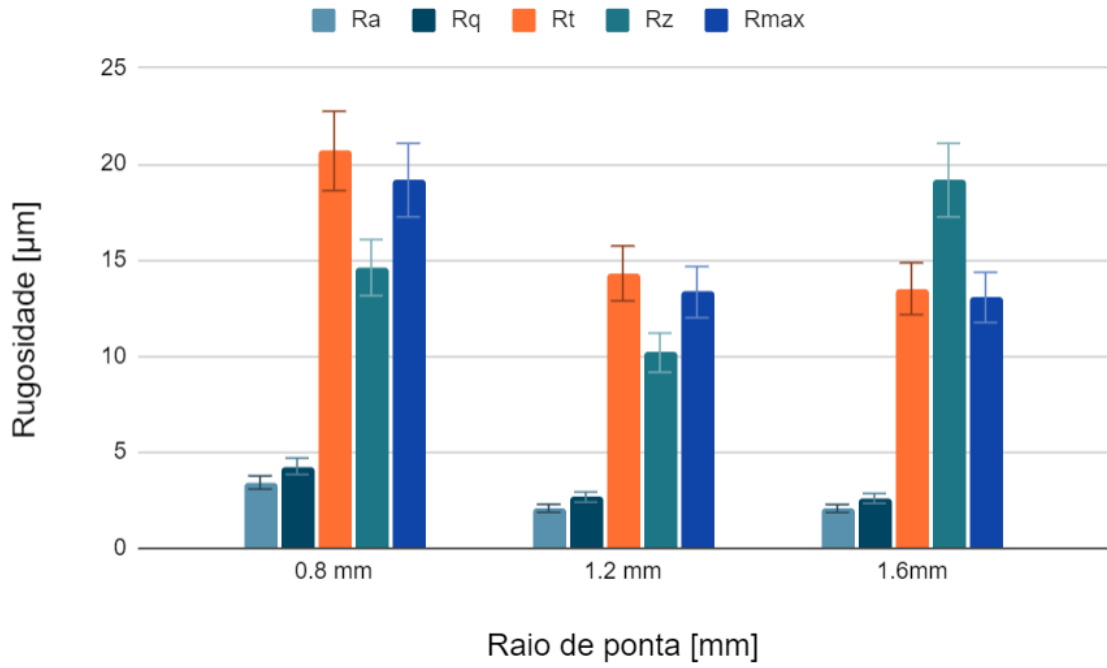
Na superfície de folga das ferramentas, foram obtidos resultados da caracterização interessantes, sendo que para os valores de  $R_q$  e  $R_z$ , houve uma maior variação. A Figura 24 mostra os resultados de  $R_a$  ( $\mu\text{m}$ ),  $R_t$  ( $\mu\text{m}$ ),  $R_{max}$  ( $\mu\text{m}$ ),  $R_q$  ( $\mu\text{m}$ ),  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) e a Figura 25 os resultados de  $R_{ku}$  (adimensional) e  $R_{sk}$  (adimensional).

Pode-se notar, nas Figuras 24 e 25, que para  $R_a$ ,  $R_t$ ,  $R_{max}$ ,  $R_{ku}$  e  $R_{sk}$ , os valores não apresentaram muita variação entre as pontas e as ferramentas (p-valor  $\approx 0,13$ ;  $0,36$ ;  $0,43$ ;  $0,89$  e  $0,18$  respectivamente). Entretanto, como mencionado anteriormente, os valores de  $R_q$  e  $R_z$  mostraram uma variação significativa (p-valor  $\approx 0,042$  e  $0,0012$  respectivamente), com  $R_q$  reduzindo com o aumento do raio de ponta e, por outro lado,  $R_z$  oscilando com o raio de ponta.

Essa observação deve ser levada em consideração em trabalhos futuros, ao passo que esses dois parâmetros se mostram mais sensíveis à variação de  $r_\epsilon$ . É certo que, quanto maior o raio, mais próxima a ponta da ferramenta está de uma superfície plana; o que, supostamente, deve envolver menores valores de  $R_q$ . Por outro lado, Pivotto (2020) verificou que para o rebolo D15, utilizado nesse trabalho, durante o processo de retificação, apresentou forças normais e tangenciais elevadas, em comparação com outro rebolo. Por conta disso, o processo pode ter sofrido com vibrações, resultando em valores não esperados de  $R_z$ .

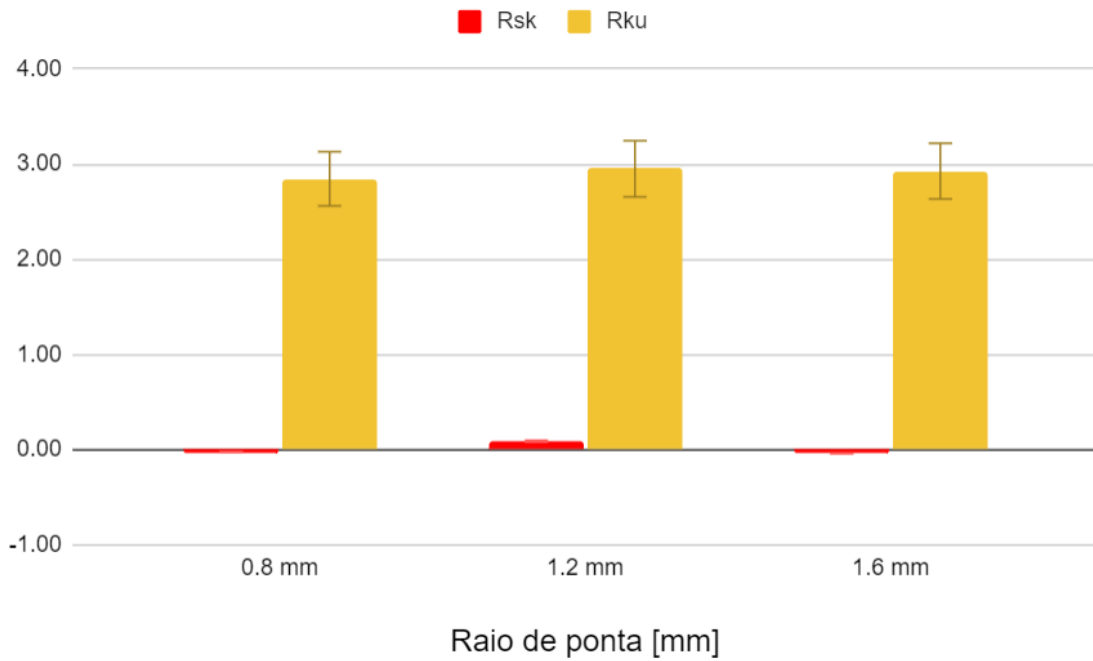


Figura 24 – Resultados  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$  e  $R_{max}$ .



Fonte: O Autor.

Figura 25 – Resultados  $R_{ku}$  e  $R_{sk}$ .



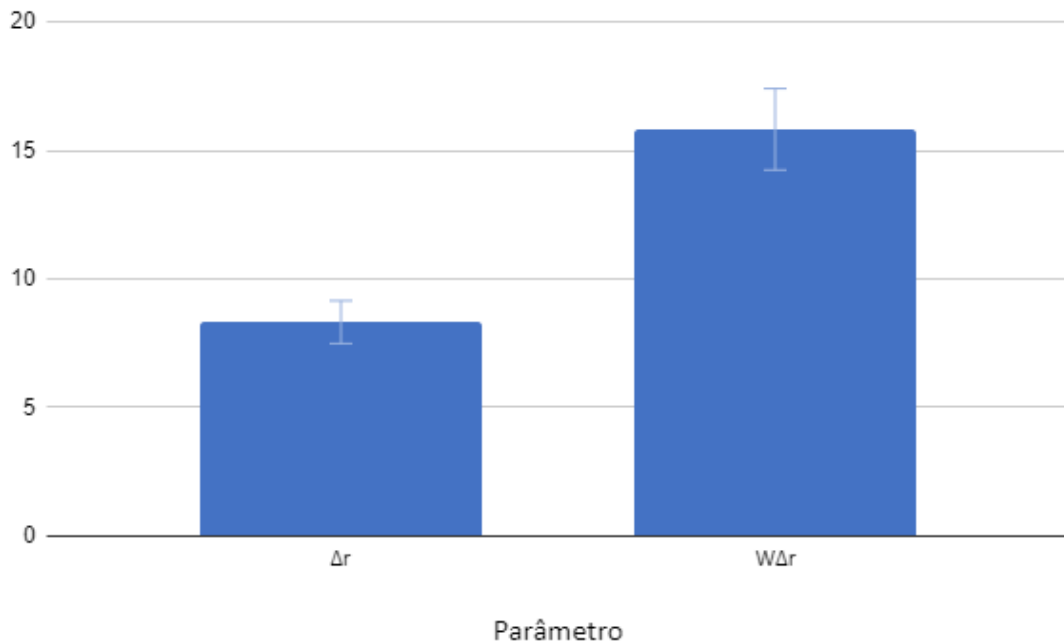
Fonte: O Autor.

### 5.1.2 Irregularidade da aresta

Para a caracterização da irregularidade de aresta, os parâmetros considerados foram  $\Delta r$  e  $W\Delta r$ . Esses parâmetros são importantes pois apontam a resistência mecânica da aresta e possibilidades de lascamento durante a usinagem (PIVOTTO, 2020). Os valores obtidos estão na Figura 26.

Para esses parâmetros de irregularidade de aresta apresentados na Figura 26, não notou-se uma variação expressiva nos resultados (p-valor  $\approx 0,7026$  e  $0,6781$  respectivamente), portanto em termos de irregularidade de aresta, as ferramentas são semelhantes. Assim, pode-se excluir a preparação dos inserts como eventual fonte de variabilidade sobre os resultados referentes aos ensaios de fresamento.

Figura 26 – Irregularidade da aresta.



Fonte: O Autor.

## 5.2 Porta-ferramentas

Para validar se o porta-ferramentas é robusto o suficiente para os testes, foram realizados os cálculos referentes à modelagem apresentada na seção 4.2.1. Para conseguir chegar até o resultado de força de corte teórica, é preciso encontrar a espessura média do cavaco  $h_m$  [mm], que se dá por meio da Equação 10, e o resultado é visto na Equação 16:

$$h_m = \frac{\sin \kappa_r \cdot 180 \cdot a_e \cdot f_z}{\pi \cdot D_c \cdot \arcsin\left(\frac{a_e}{D_c}\right)} \Rightarrow \frac{\sin 90 \cdot 180 \cdot 16,8 \cdot 0,10}{\pi \cdot 25 \cdot \arcsin\left(\frac{16,8}{25}\right)} \Rightarrow \frac{302,4}{3316,07} \Rightarrow 0,091 \quad (16)$$

Com o resultado obtido na Equação 16,  $h_m = 0,091$  mm, consegue-se então deduzir a pressão específica de corte  $k_s$  [N/mm<sup>2</sup>] utilizando a Equação 9, e o resultado na Equação 17:

$$k_s = k_{s1} \cdot h_m^{-z} \Rightarrow 1400 \cdot 0,0911^{-0,23} \approx 2428 \quad (17)$$

Continuando o caminho para a dedução da força de corte, é necessário realizar o cálculo da área da seção de corte máxima [mm<sup>2</sup>], que se dá por meio da Equação 8, com o resultado apresentado na Equação 18:

$$A_{max} = b \cdot h \Rightarrow a_p \cdot f_z \Rightarrow 0,3 \quad (18)$$

Enfim, com  $k_s = 2428$  N/mm<sup>2</sup> e  $A_{max} = 0,3$  mm<sup>2</sup>, é possível deduzir a força de corte [N], por meio da Equação 7, e obtém-se o resultado da Equação 19:

$$F_c = k_s \cdot A_{max} \Rightarrow 2428 \cdot 0,3 \approx 728 \quad (19)$$

Já, para o cálculo do momento torçor, foi utilizada a Equação 11, cuja resolução se encontra na Equação 21, indicando um valor para  $T$  de aproximadamente 5,8 [N.m]. Por sua vez, a tensão de cisalhamento máxima fica em  $18 \cdot 10^6$  Pa ou 18 MPa, como visto na Equação 20:

$$T = F_c \cdot \left(\frac{D}{2}\right) \Rightarrow 728 \cdot 0,008 \approx 5,8 \quad (20)$$

$$t_{max} = K \cdot \left(\frac{Tc}{J}\right) \Rightarrow 1,25 \left[ \frac{5,8 \cdot 0,016}{\left(\frac{\pi}{2}\right) \cdot (0,008)^4} \right] \approx 18 \cdot 10^6 \quad (21)$$

Com o valor obtido na Equação 21, pode-se deduzir o coeficiente de segurança ( $n_{seg}$ ) do porta ferramentas. Para isso, utilizará a menor dureza obtida após a têmpera, que foi de 45 HRC. Para realizar o cálculo do coeficiente de segurança, é necessário converter o valor de HRC para HBS, e para isso se utilizou a norma ASTM (2019), e o valor em HBS é de 421. O cálculo do coeficiente de segurança, presente na Equação 22 resulta em um coeficiente de segurança maior que 7; ou seja, para o que se propõe, o porta-ferramentas é quase oito vezes mais resistente do que seria necessário para a realização dos testes. Esse é um valor bastante satisfatório visto que, em comparação, no trabalho de Correia et al. (2022), que também fabricaram um porta-ferramentas, foi obtido um coeficiente de segurança entre 8 e 14.

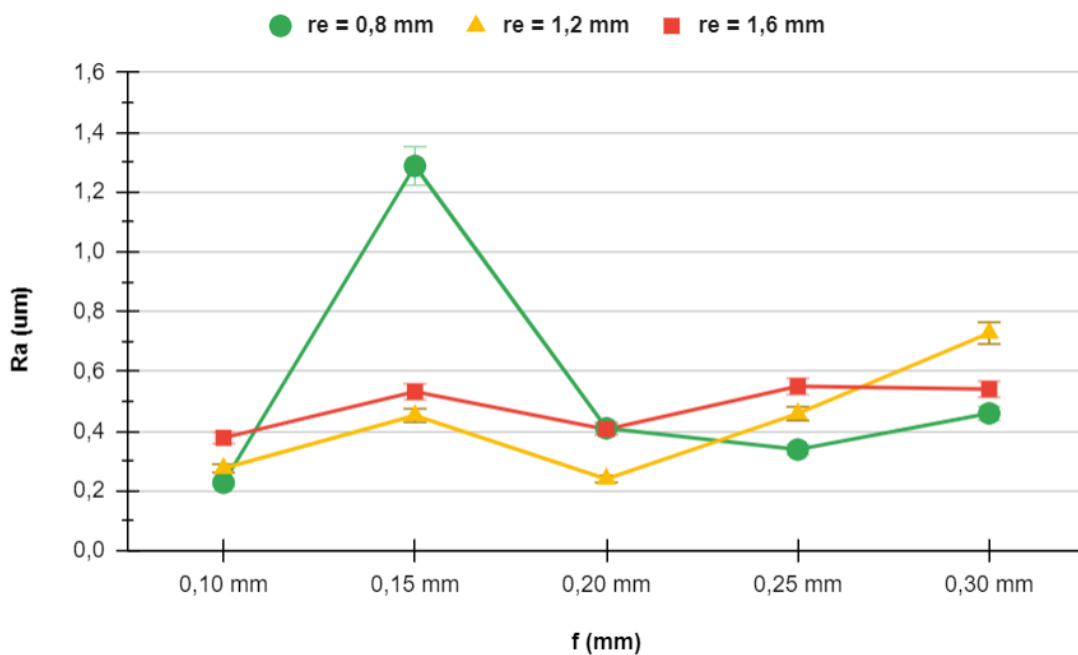
$$n_{seg} = \frac{(HBS \cdot 0,33)}{t_{max}} \Rightarrow \frac{421 \cdot 0,33}{18} = 7,72 \quad (22)$$

### 5.3 Fresamento

Os resultados da caracterização dos corpos de prova após o fresamento foram divididos pelos parâmetros de rugosidade, sendo os escolhidos  $R_a$  (Figura 27),  $R_q$  (Figura 28),  $R_t$  (Figura 29),  $R_z$  (Figura 30),  $R_{max}$  (Figura 31),  $R_{sk}$  (Figura 34) e  $R_{ku}$  (Figura 35). Dentro de cada um desses parâmetros, estão as variações de avanço (0,10 mm; 0,15 mm; 0,20 mm; 0,25 mm e 0,30 mm), e os três raios de ponta (0,8 mm; 1,2 mm e 1,6 mm) e para maior confiança nos resultados da caracterização, foram realizadas três observações, para as quais se apresenta a média. Para todos os parâmetros de rugosidade, foi realizada a análise de variância (ANOVA) com  $\alpha = 0,05$ , para identificar a importância de cada variável no processo: avanço ( $f$ ), raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) e a interação entre  $f$  e  $r_\epsilon$ .

A rugosidade média ( $R_a$ ), resultou nos valores que podem ser observados na Figura 27. Por se tratar de ( $R_a$ ), tem-se a Tabela 1, que para os valores obtidos (a exceção do ponto do  $r_\epsilon$  0,8mm e  $f$  0,15), apresenta uma classe de rugosidade N6, atendendo a gama de rugosidade frequente em fresamento e retificação, como visto na Figura 4.

Figura 27 – Resultados  $R_a$ .



Fonte: O Autor.

Tabela 6 – Tabela ANOVA para  $R_a$ .

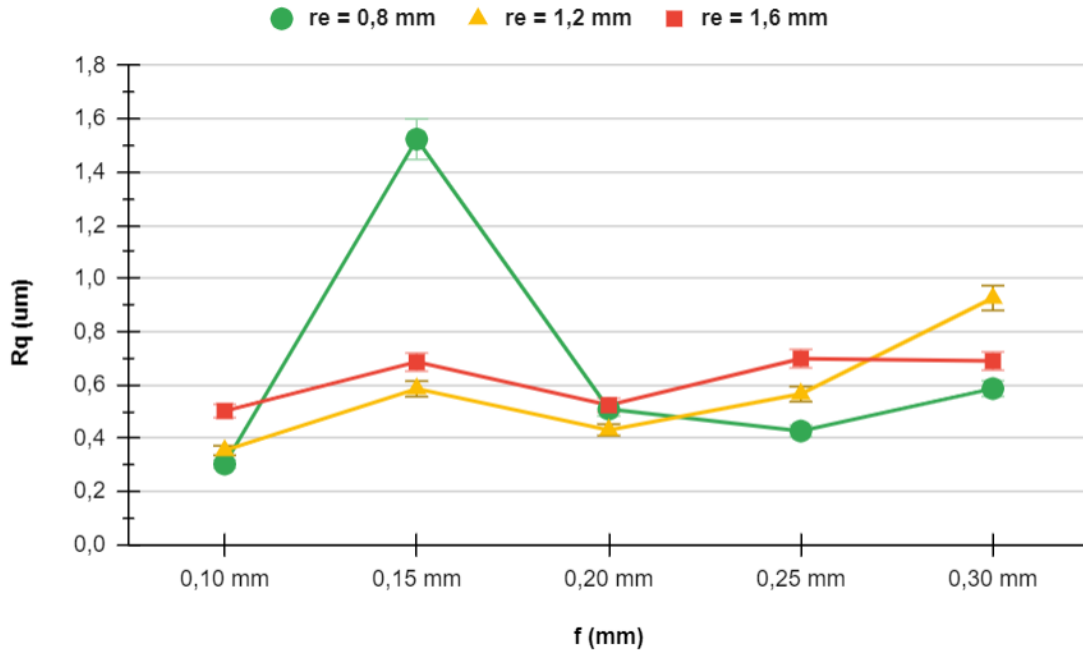
Fonte	GL	SS	MS	F0	F0,05
Total	44	3,237	-	-	-
f	4	1,243	0,311	20,915	2,690
re	2	0,097	0,048	3,261	3,316
re x f	8	1,451	0,181	12,205	2,266
Erro	30	0,446	0,015	-	-

Fonte: O autor.

Nesse caso, a análise de variância (Tabela 6) mostra que para  $R_a$  o  $f$  e a interação entre  $f$  e  $r_e$  são estatisticamente significativos (p-valor 0,000000025 e 0,00000014 respectivamente); enquanto  $r_e$  ficou muito próximo de ser significativo (p-valor 0,0523).

A rugosidade  $R_q$  (desvio médio quadrático) é calculada com os valores obtidos por  $R_a$ , porém como os valores de  $R_a$  são elevados ao quadrado e calculado a raiz, a rugosidade  $R_q$  tende a acentuar os valores de  $R_a$ , mostrando uma sensibilidade maior. Os valores para a rugosidade  $R_q$ , estão apresentados na Figura 28.

Figura 28 – Resultados  $R_q$ .



Fonte: O Autor.

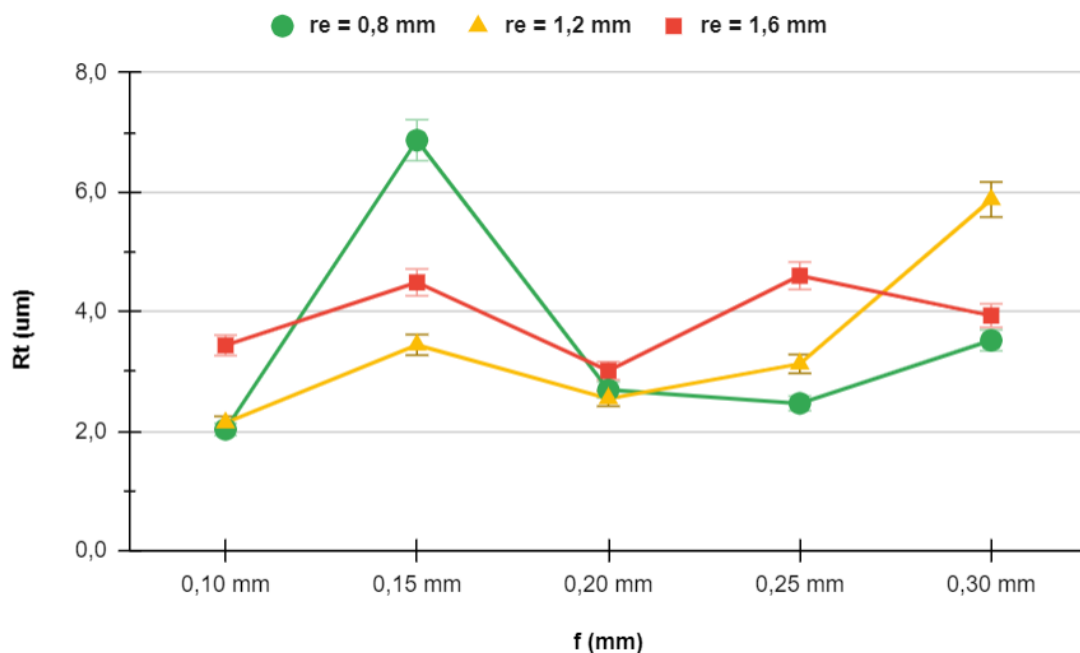
Tabela 7 – Tabela ANOVA para  $R_q$ .

fonte	GL	SS	MS	F0	F0,05
Total	44	4,161	-	-	-
f	4	1,666	0,416	23,393	2,690
re	2	0,071	0,035	1,985	3,316
re x f	8	1,890	0,236	13,271	2,266
Erro	30	0,534	0,018	-	-

Fonte: O autor.

Para  $R_q$ , a análise de variância (Tabela 7) mostra que  $f$  e a interação entre  $f$  e  $r_\epsilon$  são estatisticamente significativos (p-valor 0,0000000074 e 0,0000000571 respectivamente). Já em relação ao  $r_\epsilon$ , como  $R_q$  acentua os resultados de  $R_a$ , não notou-se uma relevância estatística de  $r_\epsilon$  nesse caso.

Para a profundidade de rugosidade ( $R_t$ ), nota-se uma variação maior de resultado entre os mesmos avanços, exceto no avanço 0,20mm, comparando-se aos resultados anteriores. Os resultados de  $R_t$  estão presentes na Figura 29.

Figura 29 – Resultados  $R_t$ .

Fonte: O Autor.

Tabela 8 – Tabela ANOVA para  $R_t$ .

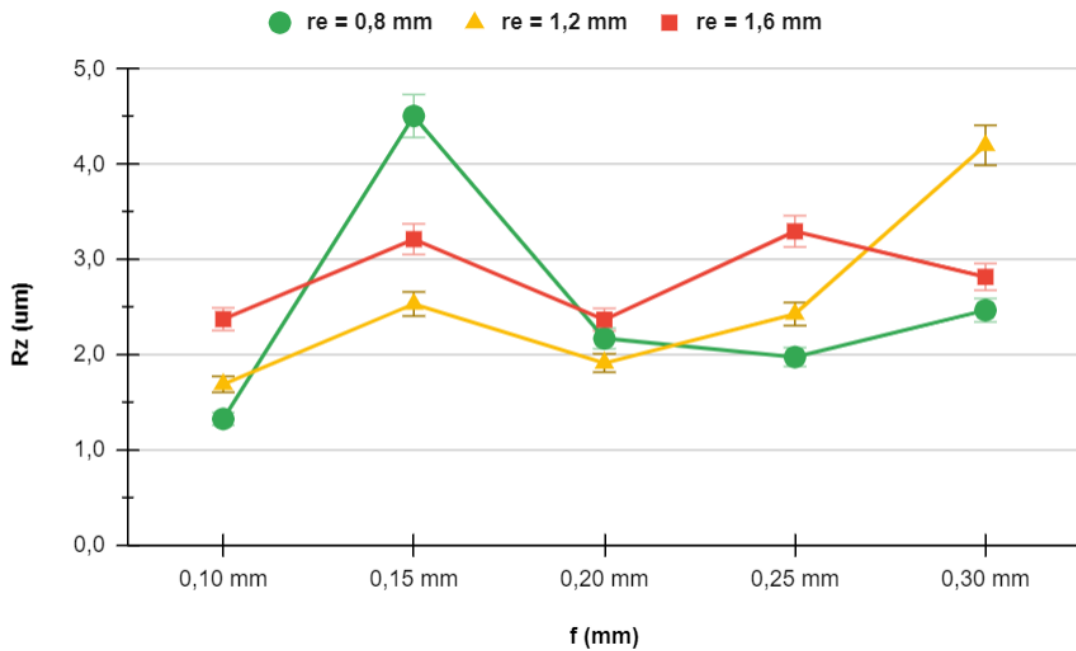
fonte	GL	SS	MS	F0	F0,05
Total	44	99,259	-	-	-
f	4	39,512	9,878	14,409	2,690
re	2	1,855	0,928	1,353	3,316
re x f	8	37,325	4,666	6,806	2,266
Erro	30	20,566	0,686	-	-

Fonte: O autor.

Do mesmo modo, a análise de variância (Tabela 8) também mostrou que, em termos estatísticos, há relevância somente no  $f$  e na interação entre  $f$  e  $r_e$  (p-valor 0,0000011 e 0,0000440 respectivamente).

A rugosidade média ( $R_z$ ) resultou em valores que estão dispostos na Figura 30. Observando as linhas de tendência, apresentou forma similar as anteriores.

Figura 30 – Resultados  $R_z$ .



Fonte: O Autor.

Tabela 9 – Tabela ANOVA para  $R_z$ .

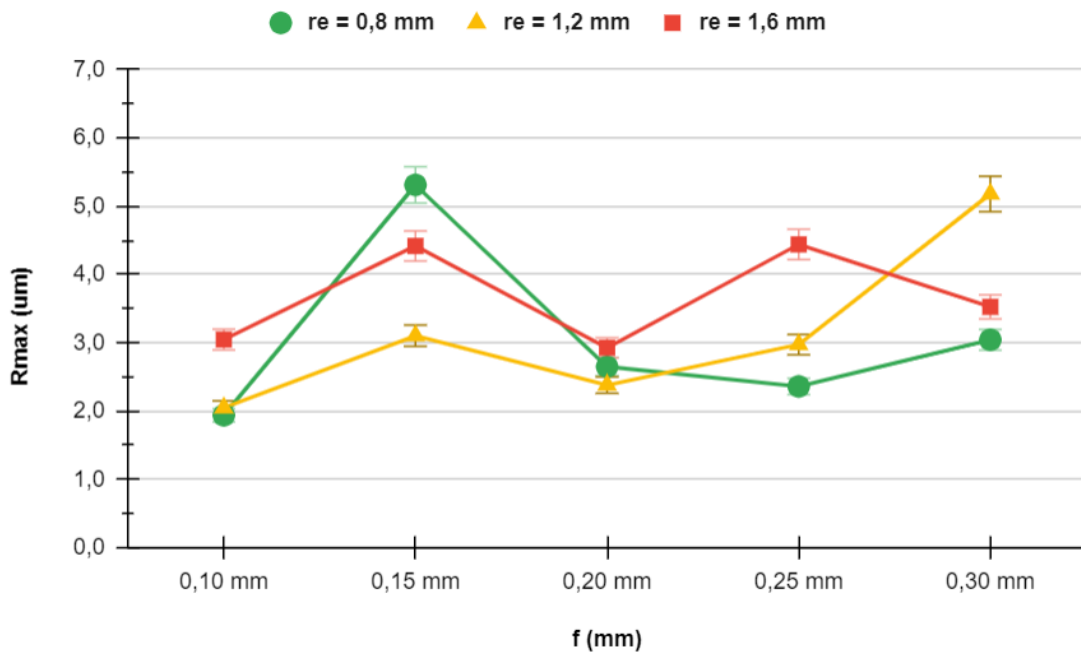
fonte	GL	SS	MS	F0	F0,05
Total	44	50,438	-	-	-
f	4	16,484	4,121	6,802	2,690
re	2	0,887	0,444	0,732	3,316
re x f	8	14,891	1,861	3,072	2,266
Erro	30	18,175	0,606	-	-

Fonte: O autor.

Em termos de análise de variância (Tabela 9), em termos estatísticos há relevância somente no  $f$  e na interação entre  $f$  e  $r_e$  (p-valor 0,00051 e 0,01190 respectivamente).

Na rugosidade máxima ( $R_{max}$ ), semelhante ao  $R_t$ , nota-se uma variação maior de resultado entre os mesmos avanços (exceto no avanço 0,20 mm). Os resultados estão na Figura 31.

Figura 31 – Resultados  $R_{max}$ .



Fonte: O Autor.



Tabela 10 – Tabela ANOVA para  $R_{max}$ .

fonte	GL	SS	MS	F0	F0,05
Total	44	70,890	-	-	-
f	4	24,018	6,005	8,038	2,690
re	2	3,320	1,660	2,222	3,316
re x f	8	21,141	2,643	3,538	2,266
Erro	30	22,410	0,747	-	-

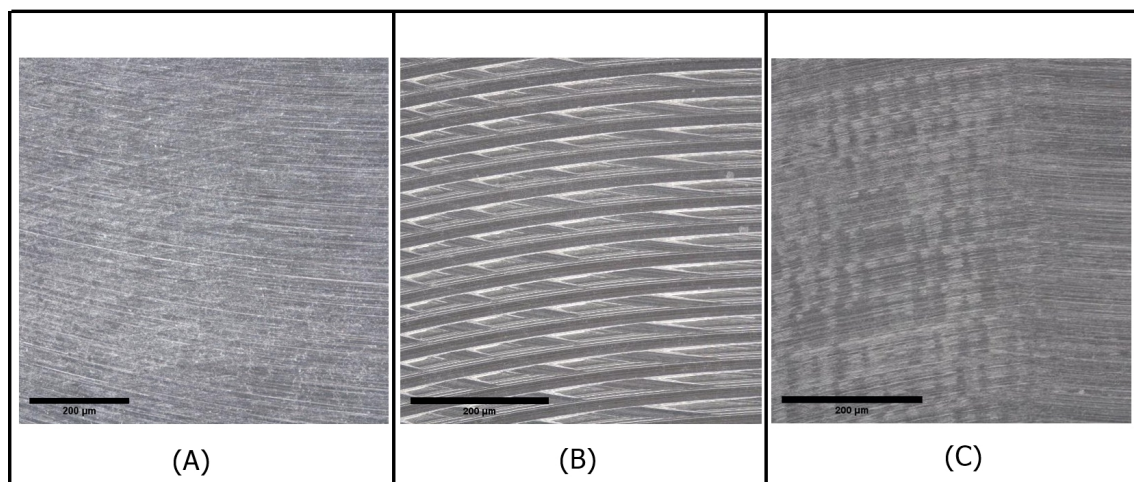
Fonte: O autor.

Como todos os outros, notou-se que na análise de variância (Tabela 10), em termos estatísticos há relevância somente no  $f$  e na interação entre  $f$  e  $r_e$  (p-valor 0,00016 e 0,00537 respectivamente).

Nota-se que entre esses parâmetros de rugosidade ( $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$  e  $R_{max}$ ), o parâmetro que se mostrou mais sensível as mudanças foi o  $R_{max}$ , evidenciando de forma mais acentuada os valores obtidos na caracterização.

Vale ressaltar a discrepância nos resultados referentes a amostra  $r_e = 0,8$  mm e  $f = 0,15$ . Possivelmente, nesse passe de fresamento, houve vibração mais significativa, o que resultou em valores de rugosidade elevados. A Figura 32, compara uma imagem com ampliação de 10x da superfície do raio de ponta 0,8 mm com os avanços (A) 0,10; (B) 0,15 e (C) 0,20. Ficam evidentes as marcas bem mais protuberantes do avanço 0,15 mm. Adicionalmente, ao analisar a imagem referente ao avanço 0,20 mm, provavelmente também houve alguma influência de vibração.

Figura 32 – Comparação entre os avanços (A) 0,10 mm, (B) 0,15 mm e (C) 0,20 mm do raio de ponta 0,8 mm.

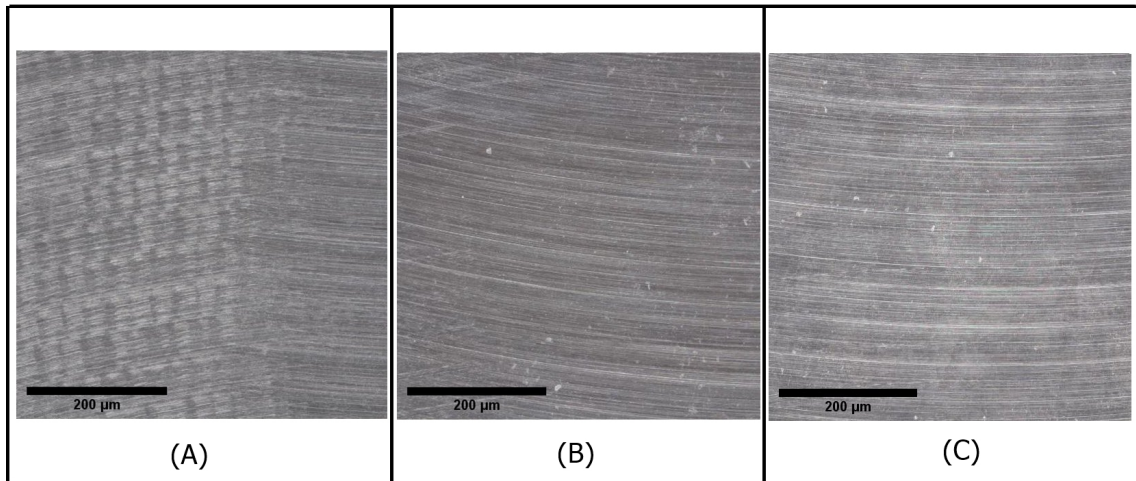


Fonte: O Autor.

Outro ponto com uma peculiaridade é o de avanço 0,20 mm. Para todos os parâmetros

de rugosidade, os valores dos três raios de pontas ficaram agrupados, sendo praticamente um ponto comum entre eles. Entretanto, no  $r_e = 0,8$  mm (Figura 33, A), parece ter sofrido influência de vibrações. A Figura 33 mostra uma imagem com ampliação de 10x com os três raios de ponta no avanço 0,20 mm.

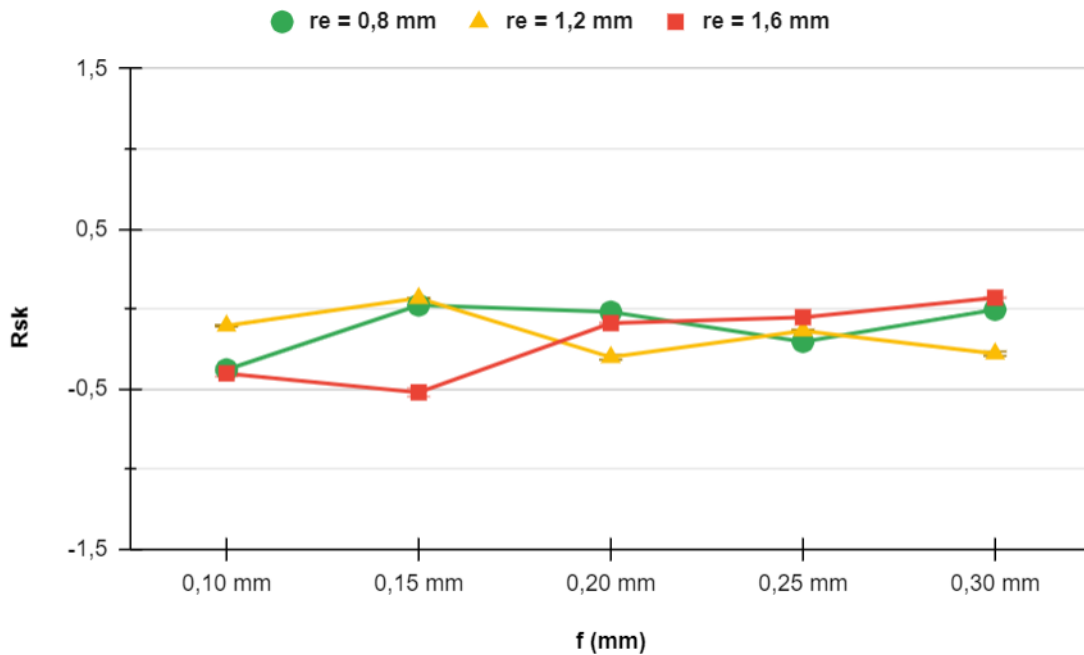
Figura 33 – Comparação entre os raios de ponta no avanço 0,20 mm, (A)  $r_e = 0,8$  mm, (B)  $r_e = 1,2$  mm e (C)  $r_e = 1,6$  mm.



Fonte: O Autor.

Os valores para o fator de assimetria ( $R_{sk}$ ) estão apresentados na Figura 34. Como visto, os valores tenderam próximos a zero, o que significa que em se tratando de largura de picos e vales, todos os ensaios propiciaram perfil aproximadamente homogêneo.

Figura 34 – Resultados  $R_{sk}$ .



Fonte: O Autor.

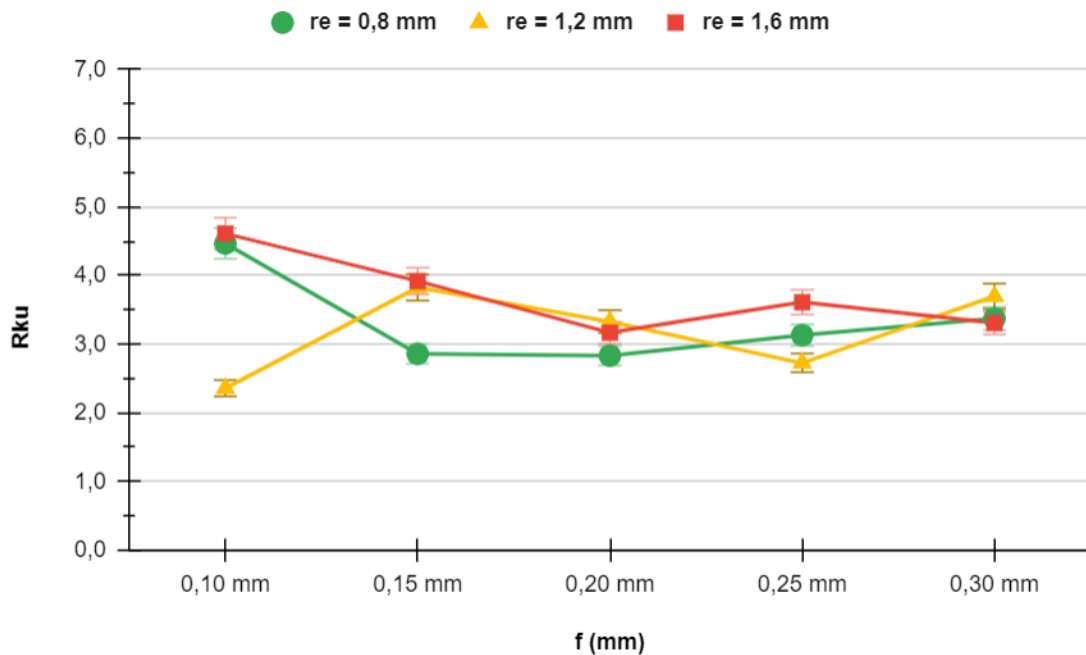
Tabela 11 – Tabela ANOVA para  $R_{sk}$ .

fonte	GL	SS	MS	F0	F0,05
Total	44	5,924	-	-	-
f	4	0,251	0,063	0,418	2,690
re	2	0,051	0,025	0,170	3,316
re x f	8	1,124	0,140	0,937	2,266
Erro	30	4,499	0,150	-	-

Fonte: O autor.

Coerentemente, na análise de variância (Tabela 11), nenhuma das variáveis se mostrou significativa, sendo que para  $f$ , p-valor = 0,7944; para  $r_e$ , p-valor = 0,8446 e para a interação entre  $f$  e  $r_e$ , p-valor = 0,5016.

Para fator de achatação ( $R_{ku}$ ), os valores estão na Figura 35. Nota-se que todos os valores ficaram próximos a 3, o que evidencia uma distribuição aproximadamente normal para o perfil da amostra.

Figura 35 – Resultados  $R_{ku}$ .

Fonte: O Autor.

Tabela 12 – Tabela ANOVA para  $R_{ku}$ .

fonte	GL	SS	MS	F0	F0,05
Total	44	44,500	-	-	-
f	4	3,007	0,752	0,803	2,690
re	2	2,301	1,150	1,229	3,316
re x f	8	11,125	1,391	1,486	2,266
Erro	30	28,068	0,936	-	-

Fonte: O autor.

Semelhante ao que aconteceu nos resultados de  $R_{sk}$  em relação a análise de variância (Tabela 12), nenhuma das variáveis se mostrou significativa, sendo que para  $f$ , p-valor = 0,5327; para  $re$ , p-valor = 0,3068 e para a interação entre  $f$  e  $re$ , p-valor = 0,2037.

De uma forma geral, verifica-se que o aumento do avanço por dente tende a proporcionar o aumento de muitos dos parâmetros de rugosidade, considerando os três diferentes raios de ponta, apenas para valores superiores a 0,20 mm. Esse seria o comportamento esperado à luz da rugosidade cinemática.

Também à luz da rugosidade cinemática, esperar-se-ia influência oposta por parte do raio de ponta, de maneira que o maior raio de ponta deveria prover menores parâmetros de rugosidade.

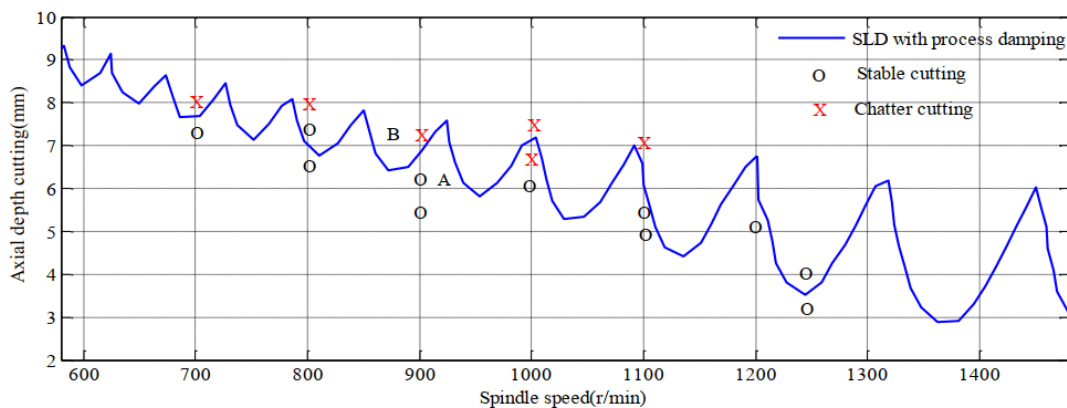
Mas, de fato, os valores de rugosidade flutuam sem uma tendência clara quando se avaliam os diferentes raios de ponta e toda a faixa de avanços testados. Assim sendo, é provável que as diferentes combinações dessas variáveis tenham proporcionado alterações significativas na dinâmica da usinagem.

Destaca-se que pequenos avanços (e, conseqüentemente, pequenas espessuras médias de corte) implicam em grandes valores de pressão específica de corte (veja a Figura 19), porém menores áreas de seção de corte. A rigor, portanto, a força de corte deve flutuar significativamente dentre de uma larga faixa de avanços. O mesmo pode-se dizer no que se refere a valores muito distintos para o raio de ponta.

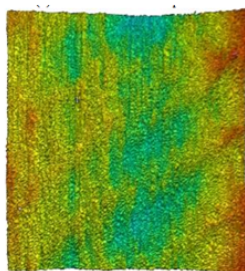
Essa hipótese é reforçada pela existência de uma combinação específica de raio de ponta ( $r_e = 0,8$  mm) e avanço por dente ( $f_z = 0,15$  mm) em que os parâmetros de rugosidade destoaram dos demais ensaios, supostamente em razão da ocorrência de vibração excessiva.

Os limites de estabilidade envolvendo operações de fresamento são comumente representados por meio de diagramas de lóbulos, como pode ser visto na Figura 36(a). Condições estáveis propiciam superfícies com rugosidade reduzida (Figura 36(b)), enquanto condições instáveis propiciam superfícies com rugosidade elevada (Figura 36(c)). Evidentemente, a abordagem canônica envolve rotação e profundidade de usinagem; mas caberia considerar, neste trabalho, o impacto do raio de ponta e do avanço sobre o comportamento dinâmico do processo.

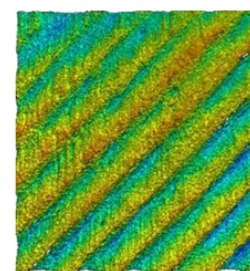
Figura 36 – Diagrama de lóbulo.



(A)



(B)



(C)

Finalmente, considera-se que todas as condições testadas configurariam uma operação estável, com exceção da combinação de  $r_\epsilon = 0,8$  mm e  $f_z = 0,15$  mm, nitidamente um caso de corte instável.

## 6 CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Após analisar todos os resultados obtidos, chegou-se a algumas conclusões, que estão descritas a seguir. No que diz respeito à caracterização dos insertos:

- É possível preparar insertos de metal duro por retificação com boa repetibilidade para os raios de ponta de 0,8 mm; 1,2 mm e 1,6 mm. O erro entre o raio real da ponta e o raio nominal da ponta foi sempre abaixo de 10%.
- Não houve uma diferença considerável em relação aos parâmetros de rugosidade, exceto para os parâmetros  $R_q$  e  $R_z$ .

Em relação ao porta-ferramentas, o projeto se mostrou suficientemente robusto para o que foi proposto. O modelo estático analítico, considerando o fresamento da liga Ti-6Al-4V ELI, resultou em um coeficiente de segurança superior a sete. Isto implica que o mesmo poderá ser utilizado em condições de operação significativamente mais severas.

Por fim, sobre a integridade superficial obtida nos ensaios de fresamento:

- A maior parte das combinações entre raio de ponta e avanço por dente proporcionou valores de  $R_a$  que atendem à classe de rugosidade N6.
- A exceção se verifica na combinação  $r_\epsilon = 0,8$  mm e  $f_z = 0,15$  mm, provavelmente em razão de maiores vibrações; mostrando a necessidade de estudos futuros para maiores esclarecimentos.
- Somente no avanço por dente ( $f_z$ ) e interação entre o avanço e o raio de ponta ( $f_z \times r_\epsilon$ ) se mostram estatisticamente significativos em termos dos parâmetros de rugosidade ( $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_t$ ,  $R_z$  e  $R_{max}$ ).
- Destaca-se que, com avanço por dente de 0,20 mm, os parâmetros de rugosidade foram muito similares independentemente do raio de ponta; estudos futuros são necessários para esclarecer essa condição.
- Os valores do fator de assimetria ( $R_{sk}$ ) não mostraram efeito de nenhuma variável, tendendo a zero; o que implica em uma superfície simétrica em termos de picos e vales. O mesmo para o fator de achatamento ( $R_{ku}$ ), cujos valores ficaram próximos a três, indicando uma distribuição aproximadamente normal.

Para trabalhos futuros, destacam-se:

- Investigar a relação entre os parâmetros de rugosidade  $R_q$  e  $R_z$  medidos sobre a superfície de folga do inserto de metal duro com o raio de ponta nominal empregado na preparação do mesmo.
- Avaliar batimento do porta-ferramentas de fresamento, dentre outras características geométricas, além de levantar sua função de resposta em frequência (FRF), de maneira a evidenciar possíveis problemas de balanceamento e vibração.
- Realizar testes adicionais de fresamento, a fim de evidenciar as particularidades envolvendo a combinação entre  $r_e = 0,8$  mm e  $f_z = 0,15$  mm, além da repetibilidade envolvendo com o  $f_z = 0,20$  mm.



## REFERÊNCIAS

- ANTONIALLI, A.; DINIZ, A.; NETO, H. Tool life and machined surface damage on titanium alloy milling using different cooling-lubrication conditions. In: *Proceedings of the 20th International Congress of Mechanical Engineering, Gramado, Brazil*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 15–20. Citado 2 vezes nas páginas 30 e 31.
- ANTONIALLI, A. I. S.; DINIZ, A. E. Tool life and cutting forces on semi-finish milling of titanium alloy. *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*, Inderscience Publishers, v. 3, n. 5-6, p. 329–344, 2010. Citado na página 31.
- ANTONIALLI, A. I. S.; DINIZ, A. E.; PEDERIVA, R. Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 50, n. 1, p. 65–74, 2010. Citado na página 28.
- ANTONIALLI, A. Í. S. et al. The machinability of ultrafine-grained grade 2 ti processed by equal channel angular pressing. *Journal of Materials Research and Technology*, Elsevier, v. 1, n. 3, p. 148–153, 2012. Citado na página 28.
- ARISOY, Y. M.; ÖZEL, T. Prediction of machining induced microstructure in ti–6al–4v alloy using 3-d fe-based simulations: Effects of tool micro-geometry, coating and cutting conditions. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 220, p. 1–26, 2015. Citado na página 27.
- ASTM. *Standard Test Method for Brinell Hardness of Metallic Materials - ASTM E10-18*. ICS Code 77.040.10. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 2018. Citado na página 42.
- ASTM. *Standard Hardness Conversion Tables for Metals Relationship Among Brinell Hardness, Vickers Hardness, Rockwell Hardness, Superficial Hardness, Knoop Hardness, Scleroscope Hardness, and Leeb Hardness ASTM E140 - 12b*. E140 - 12b. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 2019. Citado na página 50.
- ASTM.F136. *Standard Specification for Wrought Titanium-6Aluminum-4Vanadium ELI (Extra Low Interstitial) Alloy for Surgical Implant Applications (UNS R56401)1*. F136 - 13. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 2021. Citado 2 vezes nas páginas 42 e 43.
- BORDINASSI, É. C. *Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável super-duplex após usinagem*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2006. Citado na página 21.
- BRAZ, C. et al. Investigating the application of customized abrasive cutoff wheels with respect to tool wear and subsurface integrity in metallographic cutting of pure titanium. *Metallography, Microstructure, and Analysis*, Springer, v. 8, n. 6, p. 826–832, 2019. Citado na página 28.
- CAI, S. et al. Dynamic grinding force model for carbide insert peripheral grinding based on grain element method. *Journal of Manufacturing Processes*, Elsevier, v. 58, p. 1200–1210, 2020. Citado na página 19.

CARRER, M. Influência do tratamento do gume por arraste na qualidade superficial da peça e a vida da ferramenta para o processo de fresamento. 2018. Citado na página 18.

CORREIA, D. et al. Numerical optimisation of bonded joints for the manufacture of edge milling tools. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier, v. 134, p. 106012, 2022. Citado na página 50.

CRUZ, D. C. Avaliação da integridade superficial de insertos retificados da liga wc-co para ferramentas de corte. Universidade Federal de São Carlos, 2021. Citado na página 35.

CRUZ, D. C.; SORDI, V. L.; VENTURA, C. E. H. Surface analysis of wc-5% co cemented tungsten carbide cutting insert after plunge-face grinding. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer Nature BV, v. 108, n. 1-2, p. 323–330, 2020. Citado na página 35.

DAGNALL, H. *Exploring surface texture*. [S.l.]: Rank Taylor Hobson, 1986. Citado na página 22.

DENKENA, B.; BIERMANN, D. Cutting edge geometries. *CIRP annals*, Elsevier, v. 63, n. 2, p. 631–653, 2014. Citado na página 18.

DENKENA, B. et al. Influence of the cutting edge preparation method on characteristics and performance of pvd coated carbide inserts in hard turning. *Surface and Coatings Technology*, Elsevier, v. 254, p. 447–454, 2014. Citado na página 18.

DODD, B. et al. *Adiabatic shear localization: occurrence, theories, and applications*. [S.l.]: Pergamon Press, 1992. Citado na página 25.

EZUGWU, E. et al. Evaluation of the performance of cbn tools when turning ti–6al–4v alloy with high pressure coolant supplies. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 45, n. 9, p. 1009–1014, 2005. Citado na página 15.

EZUGWU, E.; WANG, Z. Titanium alloys and their machinability—a review. *Journal of materials processing technology*, Elsevier, v. 68, n. 3, p. 262–274, 1997. Citado na página 15.

FANG, N.; WU, Q. A comparative study of the cutting forces in high speed machining of ti–6al–4v and inconel 718 with a round cutting edge tool. *Journal of materials processing technology*, Elsevier, v. 209, n. 9, p. 4385–4389, 2009. Citado na página 24.

FERRARESI, D. *Usinagem dos metais: Fundamentos da usinagem dos metais*. [S.l.]: Editôra Edgard Blücher, 1970. v. 1. Citado na página 41.

FULEMOVA, J.; JANDA, Z. Influence of the cutting edge radius and the cutting edge preparation on tool life and cutting forces at inserts with wiper geometry. *Procedia Engineering*, Elsevier, v. 69, p. 565–573, 2014. Citado na página 18.

GANGULI, A. *Chatter reduction through active vibration damping*. Tese (Doutorado) — Ph. D. dissertation, Université libre de Bruxelles, Brussels, 2005. Citado na página 29.

HALL, S. et al. Computational and experimental investigation of cutting tool geometry in machining titanium ti-6al-4v. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 86, p. 139–144, 2019. Citado na página 30.

ISO.1302. : Geometrical product specifications (gps) – indication of surface texture in technical product documentation. *Rio de Janeiro: ABNT*, 2002. Citado na página 23.

ISO.4287, A. N. Rugosidade: Método do perfil–termos, definições e parâmetros da rugosidade. *Rio de Janeiro: ABNT*, 2002. Citado na página 22.

JANG, D. et al. Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel. *Wear*, Elsevier, v. 194, n. 1-2, p. 168–173, 1996. Citado na página 21.

KLOCKE, F. Manufacturing processes 1. *RWTHedition*, v. 1, p. 506, 2011. Citado 2 vezes nas páginas 20 e 21.

KUPPUSWAMY, R.; MKHIZE, N. Near ductile regime machining of tungsten carbide insert through control of cutting speed parameter while using a poly-crystalline diamond tool. *Procedia Manufacturing*, Elsevier, v. 8, p. 549–556, 2017. Citado na página 19.

KUTTOLAMADOM, M. et al. High performance computing simulations to identify process parameter designs for profitable titanium machining. *Journal of Manufacturing Systems*, Elsevier, v. 43, p. 235–247, 2017. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 27.

MACHADO, Á. R. et al. *Teoria da usinagem dos materiais*. [S.l.]: Editora Blucher, 2015. Citado 3 vezes nas páginas 20, 22 e 40.

MATSUMOTO, Y.; BARASH, M.; LIU, C. Effect of hardness on the surface integrity of aisi 4340 steel. 1986. Citado na página 21.

MOLINARI, A.; SOLDANI, X.; MIGUÉLEZ, M. Adiabatic shear banding and scaling laws in chip formation with application to cutting of ti–6al–4v. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Elsevier, v. 61, n. 11, p. 2331–2359, 2013. Citado na página 25.

MONTASSAR, F. et al. Cutting parameters and tool geometry selection for plunge milling-analysis of cutting forces at the bottom of deep titanium workpieces. *Journal of Manufacturing Processes*, Elsevier, v. 62, p. 491–500, 2021. Citado na página 29.

MUÑOZ-ESCALONA, P.; MAROPOULOS, P. G. A geometrical model for surface roughness prediction when face milling al 7075-t7351 with square insert tools. *Journal of Manufacturing Systems*, Elsevier, v. 36, p. 216–223, 2015. Citado na página 21.

NABHANI, F. Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Elsevier, v. 17, n. 1-2, p. 99–106, 2001. Citado na página 24.

ORRA, K.; CHOUDHURY, S. K. Mechanistic modelling for predicting cutting forces in machining considering effect of tool nose radius on chip formation and tool wear land. *International Journal of Mechanical Sciences*, Elsevier, v. 142, p. 255–268, 2018. Citado na página 21.

PAN, Y. et al. An investigation of the surface waviness features of ground surface in parallel grinding process. *International Journal of Mechanical Sciences*, Elsevier, v. 170, p. 105351, 2020. Citado na página 19.

PARIS, D. et al. Influence of built up edge on the surface topography of ti-15mo. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 87, p. 137–141, 2020. Citado na página 25.

- PIVOTTO, L. B. *Aplicação de insertos de metal duro com diferentes acabamentos no torneamento da liga Ti-15Mo*. [S.l.]: EESC / USP, 2020. Citado 4 vezes nas páginas 20, 34, 47 e 49.
- POPOV, E. P. *Introdução à mecânica dos sólidos*. [S.l.]: Editora Blucher, 1978. Citado 2 vezes nas páginas 41 e 42.
- RACK, H.; QAZI, J. Titanium alloys for biomedical applications. *Materials Science and Engineering: C*, Elsevier, v. 26, n. 8, p. 1269–1277, 2006. Citado na página 15.
- ROGERS, H. C. Adiabatic plastic deformation. *Annual Review of Materials Science*, Annual Reviews 4139 El Camino Way, PO Box 10139, Palo Alto, CA 94303-0139, USA, v. 9, n. 1, p. 283–311, 1979. Citado na página 25.
- ROSA, E.; VENTURA, C.; ANTONIALLI, A. Design, analysis and manufacturing of a special cutting tool for titanium milling. In: *26th International Congress of Mechanical Engineering*. Santa Catarina, Brasil: [s.n.], 2021. Citado na página 46.
- SILVA, A. et al. *Desenho Técnico Moderno*. [S.l.]: Grupo Gen-LTC, 2000. Citado na página 23.
- SILVA, G. V. F. da. Avaliação do estado de superfície obtido no fresamento de ligas de titânio com ferramentas comerciais. Universidade Federal de São Carlos, 2021. Citado na página 32.
- SOUZA, S. A. D. *Ensaaios mecânicos de materiais metálicos: Fundamentos teóricos e práticos*. [S.l.]: Editora Blucher, 1982. Citado na página 42.
- TUNÇ, L. T.; BUDAK, E. Effect of cutting conditions and tool geometry on process damping in machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 57, p. 10–19, 2012. Citado na página 15.
- VENTURA, C.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. Cutting edge preparation of pcbn inserts by means of grinding and its application in hard turning. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Elsevier, v. 6, n. 4, p. 246–253, 2013. Citado na página 20.
- VENTURA, C.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. Strategies for grinding of chamfers in cutting inserts. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 38, n. 4, p. 749–758, 2014. Citado na página 19.
- WRIGHT, T. W.; WRIGHT, T. W. *The physics and mathematics of adiabatic shear bands*. [S.l.]: Cambridge University Press, 2002. Citado na página 25.
- YUE, C. et al. Analytical prediction of part dynamics and process damping for machining stability analysis. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 72, p. 1463–1468, 2018. Citado na página 60.