

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DENNY PARIS

ANÁLISE DAS CARACTERÍSTICAS SUPERFICIAIS
DA LIGA TI-15MO APÓS TORNEAMENTO COM
FERRAMENTAS DE DIFERENTES GEOMETRIAS

SÃO CARLOS- SP

2021

DENNY PARIS

ANÁLISE DAS CARACTERÍSTICAS SUPERFICIAIS DA LIGA TI-15MO APÓS
TORNEAMENTO COM FERRAMENTAS DE DIFERENTES GEOMETRIAS

Dissertação 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.-Ing. Carlos Eiji Hirata Ventura.

SÃO CARLOS - SP

2021



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 Denny Paris, realizada em 16/03/2021.

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Carlos Eiji Hirata Ventura (UFSCar)

Prof. Dr. Armando Italo Sette Antonelli (UFSCar)

Prof. Dr. Manoel Cleber de Sampaio Alves (UNESP)

DEDICATÓRIA

Aos meus pais, Celso Fernando Paris e Sueli Figueiredo Paris que me prestaram todo apoio necessário para conclusão desta caminhada.

AGRADECIMENTOS

Aos meus familiares e amigos, pelo entendimento segundo minha ausência em diversas datas.

Aos amigos que criei durante esse período, Aristóteles, Bruno, Dennis, Felipe e Michele, pelo suporte e amizade.

Ao meu orientador, Carlos E. H. Ventura, pela disposição e dedicação ao projeto.

Aos técnicos do DEMec, Leonildo e Djalma, pelo suporte e prestação de ajuda em diversos momentos.

À CAPES, pela bolsa de estudos, e à FAPESP, pelo apoio financeiro para disponibilização dos equipamentos e materiais necessários à pesquisa (Processos n° 2015/15622-2, 2017/12304-5 e 2017/12309-7).

A alegria está na luta, na tentativa, no sofrimento envolvido e não na vitória propriamente dita. Mahatma Gandhi.

RESUMO

É fato consolidado que a usinagem de ligas de titânio traz difíceis obstáculos em razão da baixa usinabilidade do material, que ocorre em função de propriedades como: manutenção da resistência mecânica a elevadas temperaturas, baixa condutividade térmica, afinidade química com diversos materiais de ferramenta e baixo módulo de elasticidade. Em razão destas dificuldades, problemas superficiais e subsuperficiais são recorrentes em componentes de titânio submetidos a processos de usinagem, comprometendo seu funcionamento nas mais diversas aplicações. Peças fabricadas a partir do titânio e suas ligas são frequentemente submetidas a severas condições de trabalho e, por consequência, necessitam de parâmetros de integridade superficial adequados para suas aplicações. De maneira a compreender melhor a influência da geometria da ferramenta sobre a integridade superficial de uma determinada liga de titânio e possibilitar o uso de diferentes tipos de ferramenta para aumento da qualidade da peça em detrimento de alterações dos parâmetros de corte, os quais afetam a produtividade do processo, o presente trabalho visa à determinação de correlações entre a geometria (ângulo de folga e raio de ponta) de insertos de corte de metal duro sem revestimento e as características superficiais da liga Ti-15Mo após o processo de torneamento. Após a usinagem com os insertos de diferentes geometrias, ficou clara a contribuição geométrica do raio de ponta, cujo aumento reduziu os valores de rugosidade, e a influência pouco significativa do ângulo de folga, de acordo com os resultados obtidos para a maioria dos parâmetros de rugosidade medidos.

Palavras-chave: Titânio. Integridade Superficial. Usinagem.

ABSTRACT

It is consolidated that the machining of titanium alloys poses obstacles due to their low machinability, which is related to the maintenance of mechanical resistance at high temperatures, the low thermal conductivity, the chemical affinity with various tool materials and the low elastic modulus. Due to these difficulties, surface and subsurface problems are recurrent in components of titanium subjected to machining processes, compromising their operation in different applications. Such components are often subjected to severe working conditions and, as a result, require adequate surface integrity parameters for their applications. In order to better understand the influence of tool geometry on the surface integrity of a given titanium alloy and enable the use of different types of tool to increase part quality at the expense of changes in cutting parameters, which affect the productivity of the process, the present work aims to determine correlations between the geometry (clearance angle and nose radius) of uncoated cemented tungsten carbide cutting inserts and the surface characteristics of the Ti-15Mo alloy after turning process. After the tests, according to the results obtained for most of the measured roughness parameters, the small effect of the clearance angle, as well as the significant geometric contribution of the nose radius, whose increase reduced the roughness values, became clear.

Keywords: Titanium. Surface Integrity. Machining.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Representação esquemática das estruturas cristalinas presentes no titânio e suas ligas (HC à esquerda e CCC à direita)	29
Figura 2 - Influência dos elementos intersticiais e substitucionais na temperatura de transformação	30
Figura 3 - Diagrama de fases tridimensional	30
Figura 4 - Gráfico comparativo do módulo de elasticidade entre diferentes materiais e o osso cortical	32
Figura 5 - Viabilidade celular entre diferentes materiais	32
Figura 6 - Células osteoblásticas em (a) placa de petri, (b) cp-Ti e (c) liga de Ti-15Mo (MEV com aumento de 900x)	33
Figura 7 - Representação esquemática da formação do cavaco	34
Figura 8 - Representação da zona de aderência	35
Figura 9 - Representação da zona de fluxo	36
Figura 10 - Diferentes estágios da formação do cavaco na usinagem do titânio e suas ligas	38
Figura 11 - (a) Imagem feita em MEV do cavaco segmentado formado na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V, (b) representação dos segmentos antes e depois do cisalhamento, (c) ampliação do segmento antes do cisalhamento e (d) ampliação do segmento formado após o cisalhamento	38
Figura 12 - Superfície e subsuperfície	40
Figura 13 - Curva de Abbott-Firestone	44
Figura 14 - Representação da contribuição do avanço (f), raio de ponta da ferramenta (r_ϵ), ângulo de posição principal (κ_r) e ângulo de posição secundário (κ'_r) na formação da rugosidade no torneamento com (a) inserto de ponta afiada e (b) inserto com raio de ponta	44
Figura 15 - Representação esquemática da retificação plana transversal de mergulho	47
Figura 16 - Representação esquemática dos modos de retificação	48
Figura 17 - Insertos preparados com diferentes ângulos de folga	51
Figura 18 - Insertos preparados com diferentes raios de ponta	52
Figura 19 - Rugosidade máxima Rz obtida para os insertos retificados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	55

Figura 20 - Lascamento de aresta Δr obtido para os insertos retificados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	56
Figura 21 - Superfícies geradas no torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	57
Figura 22 - Imagens dos insertos com diferentes ângulos de folga e raios de ponta após o processo de torneamento	58
Figura 23 - Imagens dos cavacos obtidos após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	59
Figura 24 - Rugosidade média R_a obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	60
Figura 25 - Volume de material aderido sobre insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta após torneamento	61
Figura 26 - Rugosidade máxima R_z obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	61
Figura 27 - Valores de curtose R_{ku} obtidos após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	62
Figura 28 - Valores de assimetria R_{sk} obtidos após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	63
Figura 29 - Rugosidade do núcleo R_k obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	63
Figura 30 - Altura reduzida de pico R_{pk} obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	64
Figura 31 - Profundidade reduzida de vale R_{vk} obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	64
Figura 32 - Potência obtida durante torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta	65

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Relação entre rugosidade máxima teórica R_{th} e rugosidade máxima R_z	61
--	----

LISTA DE SÍMBOLOS

Al	alumínio
a_p	profundidade de usinagem (mm)
C	carbono
Co	cobalto
Cr	cromo
f	avanço (mm/volta)
Fe	ferro
LN ₂	nitrogênio no estado líquido
PMr1	percentual de material associado ao pico
Mr2	percentual de material associado ao vale
Mo	molibdênio
Nb	nióbio
Ra	rugosidade média aritmética (μm)
Rk	rugosidade do núcleo (μm)
Rku	agudeza na distribuição de altura da superfície
Rpk	altura reduzida do pico (μm)
Rq	raiz quadrada da média dos quadrados das ordenadas do perfil efetivo em relação à linha média (μm)
Rsk	assimetria do perfil de rugosidade
Rt	distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo (μm)
Rth	rugosidade máxima teórica (μm)
Rvk	profundidade reduzida do vale (μm)
Rz	rugosidade máxima (μm)
r_ϵ	raio de ponta (mm)
Sn	estanho
Ti	titânio
t_c	tempo de corte (min)
V	vanádio
v_c	velocidade de corte (m/min)
v_{cd}	velocidade tangencial do rolo dressador (m/s)

V_{fa}	velocidade de avanço do rebolo (mm/min)
V_{fd}	velocidade de avanço do dressador ($\mu\text{m/s}$)
V_R	velocidade de rotação do inserto ($^\circ/\text{min}$)
Zr	zircônio
W	tungstênio
α	fase α de uma liga de titânio
α_o	ângulo de folga medido no plano ortogonal ($^\circ$)
$\alpha+\beta$	fase $\alpha+\beta$ de uma liga de titânio
β	fase β de uma liga de titânio
β_o	ângulo de cunha no plano ortogonal ($^\circ$)
Δr	lascamento de aresta (μm)
Φ	ângulo de cisalhamento ($^\circ$)
Kr	ângulo de posição medido no plano de referência
K'r	ângulo secundário de posição medido no plano de referência

LISTA DE SIGLAS

APC	aresta postiça de corte
CBN	nitreto cúbico de boro
CCC	estrutura cristalina cúbica de corpo centrado
c.p.	titânio comercialmente puro
HC	estrutura cristalina hexagonal compacta
MEV	microscópio eletrônico de varredura
PCD	diamante policristalino sintético

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	27
2.	REVISÃO DA LITERATURA	29
2.1	METALURGIA DO TITÂNIO	29
2.1.1	Estrutura Cristalina	29
2.1.2	Classificação das Ligas	29
2.1.3	Ligas Tipo β	31
2.2	MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO	33
2.3	INTEGRIDADE SUPERFICIAL NA USINAGEM DAS LIGAS DE TITÂNIO	39
2.4	PREPARAÇÃO DE INSERTOS DE METAL DURO	46
3.	MATERIAIS E MÉTODOS	51
3.1	PREPARAÇÃO E CARACTERIZAÇÃO DOS INSERTOS DE CORTE	51
3.2	TESTES DE TORNEAMENTO	52
3.3	AVALIAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS SUPERFICIAIS DA PEÇA	52
4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	55
4.1	CARACTERIZAÇÃO DOS INSERTOS APÓS O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO ..	55
4.2	CARACTERÍSTICAS SUPERFICIAIS DA LIGA Ti-15Mo TORNEADA	56
4.3	POTÊNCIA DE CORTE	65
5.	CONCLUSÕES	67
	REFERÊNCIAS	69

1. INTRODUÇÃO

O titânio começou a ganhar espaço na indústria no fim da segunda guerra mundial, quando sua extração e produção se tornaram comercialmente viáveis. No mesmo período, o titânio e suas ligas foram reconhecidos como materiais chave na produção de peças que compõem motores de aeronaves. A indústria aeroespacial é a principal consumidora deste tipo de material, mas outros segmentos, como arquitetura, processamento químico, biomedicina, geração de energia, indústria naval e de esportes tem passado a utilizar cada vez mais o metal (PETERS et al., 2003).

Koizumi et al. (2019) definiram o titânio e suas ligas como materiais propícios para a substituição de tecidos duros, que sofrem com a incidência de altas cargas, como dentes e ossos. Boyer e Briggs (2005) colocaram-no como material ideal para a fabricação de molas que equipam aeronaves, devido ao seu baixo módulo de elasticidade, baixa densidade e resistência à corrosão.

Entretanto, o titânio e suas ligas são materiais caros em razão das dificuldades de extração, beneficiamento e usinagem (ZLATIN e FIELD, 1973), sendo que características como baixa condutividade térmica e alta afinidade química com diversos materiais de ferramenta são alguns fatores responsáveis por sua baixa usinabilidade. A baixa condutividade térmica contribui com o acúmulo de calor na aresta de corte do inserto, ocasionando desgaste de flanco e adesão, o que diminui drasticamente a vida útil da ferramenta. Além disso, a resistência específica, que se mantém a elevadas temperaturas, e o baixo módulo de elasticidade dificultam ainda mais a remoção de material (CHE-HARON, 2001).

A seleção de processos, parâmetros e ferramentas apropriados está intrinsecamente ligada à integridade superficial da peça, que deve ser adequada, já que o comportamento dos materiais em determinadas aplicações depende da condição de sua superfície (ASTAKHOV, 2010) e componentes usinados a partir de ligas de titânio são geralmente submetidos a altas tensões em suas aplicações (ZLATIN e FIELD, 1973). Neste contexto, o presente trabalho traz investigações sobre a influência do ângulo de folga, assim como do raio de ponta da ferramenta, sobre as características superficiais da liga Ti-15Mo após o processo de torneamento. Tem-se como objetivo principal a determinação de correlações entre a geometria de um inserto de metal duro sem revestimento e as características superficiais da peça.

2. REVISÃO DA LITERATURA

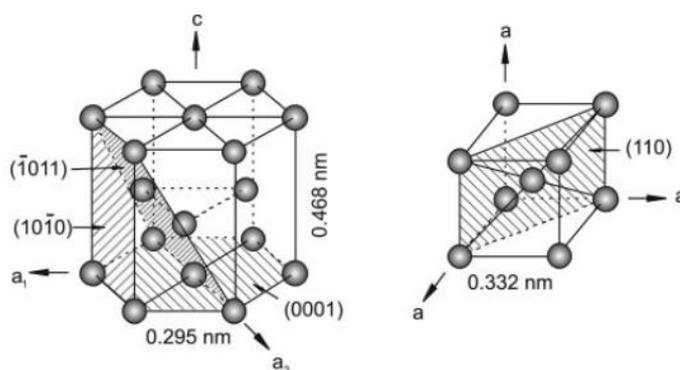
2.1 METALURGIA DO TITÂNIO

Uma breve introdução à metalurgia do titânio é necessária para a compreensão de como processos de fabricação podem impactar na superfície do material. Além da integridade superficial, a metalurgia do titânio, em especial das ligas β , explica as causas de certas propriedades do material estudado, assim com sua baixa usinabilidade.

2.1.1 Estrutura Cristalina

O titânio, como diversos outros metais, passa por transformação alotrópica, ou seja, muda de estrutura cristalina quando a temperatura de transformação é atingida (linha *transus* no diagrama de fases). As variadas propriedades das ligas de titânio, bem como a maneira que o material se deforma plasticamente e sua taxa de difusão atômica, são definidas em função da presença de duas estruturas cristalinas diferentes. No estado puro, a baixas temperaturas, o titânio conhecido como α apresenta estrutura cristalina hexagonal compacta (HC), mas em elevadas temperaturas ($\sim 882 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$), tem-se o titânio β , cuja estrutura encontrada é cúbica de corpo centrado (CCC) (PETERS et al., 2003). Na Figura 1 são ilustrados os arranjos cristalinos α e β , com suas respectivas direções basais de escorregamento e planos de maior densidade atômica.

Figura 1 - Representação esquemática das estruturas cristalinas presentes no titânio e suas ligas (HC à esquerda e CCC à direita)



Fonte: adaptado de Peters et al. (2003).

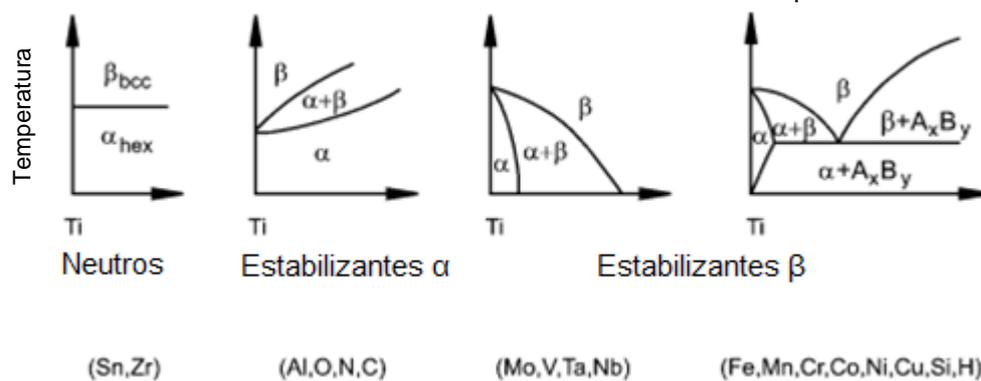
2.1.2 Classificação das Ligas

As ligas de titânio são classificadas em ligas α , β e $\alpha + \beta$, ou seja, são

diferenciadas segundo a estabilidade de fases que os elementos promovem na matriz em temperatura ambiente (BOYER, 1994). Tal estabilização de fases faz com que a temperatura para transformação seja alterada (KOIZUMI et al., 2019).

Elementos α estabilizantes aumentam a área da fase α no digrama de fases e, conseqüentemente, a temperatura necessária para promover alotropia. Conforme a Figura 2, elementos neutros promovem pouca mudança na temperatura de transformação de fase (PETERS et al., 2003), enquanto ligas β possuem estabilizantes suficientes para conter a fase acima de sua linha de transformação (BOYER; BRIGGS, 2005) e mudam o campo da fase β quando o material é resfriado (PETERS et al., 2003). Arrazola et al. (2009) afirmam que o limite de resistência à tração e o endurecimento por envelhecimento ocorrem como função da equivalência de molibdênio nas ligas de titânio, isto é, tais propriedades são relativas à porcentagem deste material adicionado à matriz.

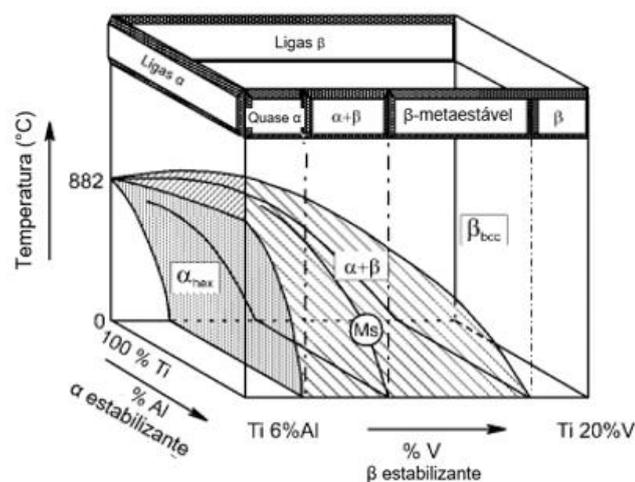
Figura 2 - Influência dos elementos intersticiais e substitucionais na temperatura de transformação



Fonte: adaptado de Peters et al. (2003).

Além das classificações citadas, Peters et al. (2003) chamam a atenção para a existência de mais duas subclassificações: *near- α* e *β -metaestável*. Para melhor entendimento da origem dessas ligas, a Figura 3 apresenta um diagrama de fases tridimensional. Nota-se na face esquerda do diagrama que o titânio na fase α , com adição gradativa de elementos β , torna-se uma liga *near- α* . Entre as porcentagens de 5 a 40% de β -estabilizantes, em temperatura ambiente, surgem as ligas ($\alpha+\beta$). Se essa porcentagem é excedida e não há transformação para martensita sob resfriamento rápido, o material se manterá entre duas fases ($\alpha+\beta$) e surgirá a classe *β -metaestável* (PETERS et al., 2003).

Figura 3 - Diagrama de fases tridimensional



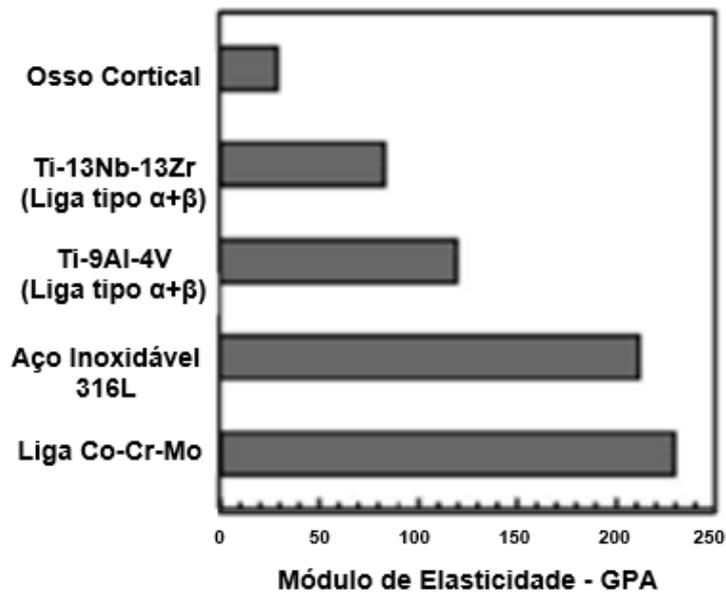
Fonte: adaptado de Peters et al. (2003).

2.1.3 Ligas Tipo β

Martins et al. (2011) destacam o fato de que ligas de titânio que contêm alumínio e vanádio em suas composições (ligas $\alpha+\beta$) podem provocar problemas neurológicos e enzimáticos aos portadores de próteses. Em razão dessas informações, surgiu a necessidade de desenvolvimento de novas ligas de titânio para aplicação biomédica, o que levou ao surgimento das ligas β , que oferecem melhor biocompatibilidade, maior resistência à corrosão e vida em fadiga superior em relação às outras ligas (GUNAWARMAN et al., 2005). Segundo Koizumi et al. (2019), o molibdênio, presente na liga estudada no presente trabalho (Ti-15Mo), corresponde a um elemento biocompatível.

O módulo de elasticidade é uma das importantes propriedades das ligas de titânio tipo β , criadas com elementos atóxicos e não alérgicos (NIINOMI, 2008). Tais ligas apresentam módulo elástico com valores próximos à metade daqueles de ligas usadas com maior frequência em biomateriais, como as de titânio $\alpha+\beta$ e ligas Cr-Co (NIINOMI et al., 1999; NIINOMI, 2003). Menores módulos de Young, presentes nas ligas tipo β , se assemelham ao comportamento dos ossos do corpo humano (Figura 4), causando uma distribuição mais homogênea de tensões entre osso e prótese, evitando problemas como reabsorção óssea e degeneração. Segundo Key (1929) reabsorção óssea é a extirpação das substâncias ósseas, que resulta em defeitos ósseos. A difusão da reabsorção óssea é denominada como atrofia.

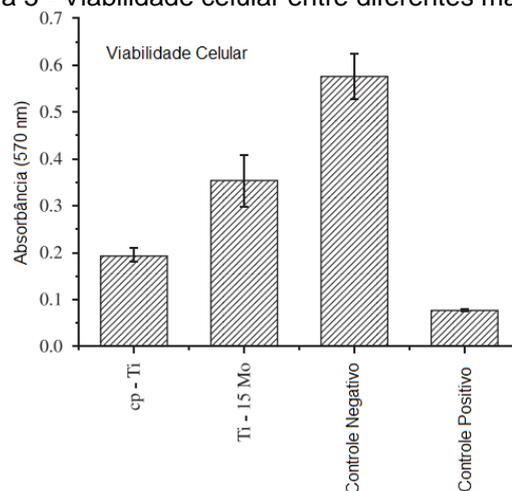
Figura 4 - Gráfico comparativo do módulo de elasticidade entre diferentes materiais e o osso cortical



Fonte: adaptado de Martins et al. (2011).

A Figura 5 apresenta, a título de comparação, a viabilidade celular entre o titânio comercialmente puro (cp-Ti), a liga Ti-15Mo, o controle negativo (negativo para citotoxicidade) e o controle positivo (positivo para citotoxicidade). A aproximação em valores do Ti-15Mo em relação ao controle negativo e distanciamento do controle positivo são evidências de não citotoxicidade e superioridade da liga Ti-15Mo em relação ao titânio comercialmente puro.

Figura 5 - Viabilidade celular entre diferentes materiais

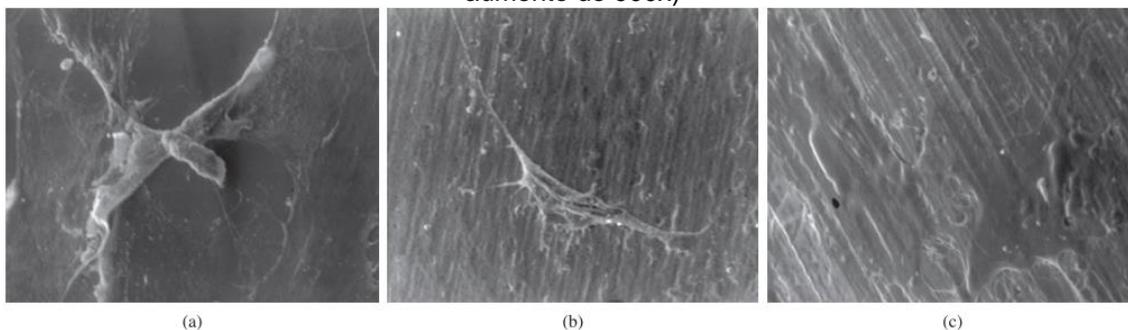


Fonte: adaptado de Martins et al. (2011).

A Figura 6 mostra imagens feitas em microscópio eletrônico de varredura de células osteoblásticas espalhadas sobre placa de petri (Figura 6a), titânio comercialmente puro (Figura 6b) e amostras da liga Ti-15Mo (Figura 6c). A ausência de modificações da morfologia celular indica passividade da liga Ti-15Mo. Todos os

resultados acima corroboram com a afirmação de que a liga em evidência não apresenta citotoxicidade, modificação na morfologia celular e problemas relativos à adesão das células na superfície do material.

Figura 6 - Células osteoblásticas em (a) placa de petri, (b) cp-Ti e (c) liga de Ti-15Mo (MEV com aumento de 900x)



Fonte: adaptado de Martins et al. (2011).

Uma das grandes razões da utilização de ligas β , como a Ti-10V-2Fe-3Al, na fabricação de componentes aeronáuticos, de acordo com Boyer (1994), é a economia de massa que o material promove em relação a componentes fabricados a partir de ligas à base de ferro, níquel e ligas de titânio de baixa resistência. Os tratamentos térmicos aplicados às ligas de titânio β são capazes de fazer com que o limite de resistência à tração do material ultrapasse 1400 MPa, otimizando a resistência à fratura em comparação às ligas α e $\alpha+\beta$.

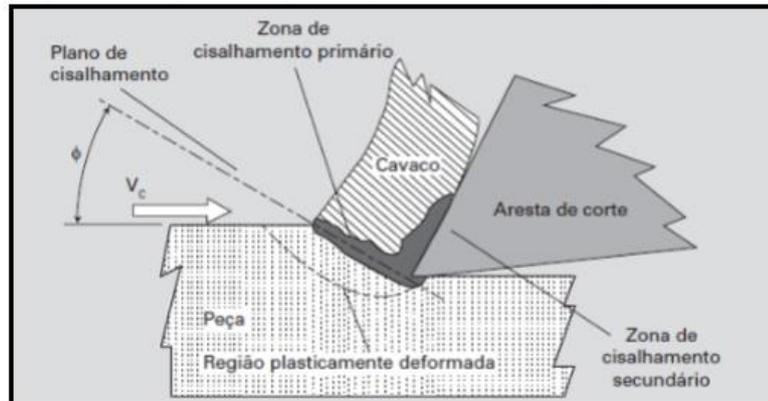
Segundo Ng et al. (2010), no segmento aeroespacial, as ligas β metaestáveis são cada vez mais utilizadas, pois apresentam excepcionais propriedades, sendo uma delas a capacidade de reter a dureza em sessões espessas quando submetidas a tratamentos térmicos.

2.2 MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO

Para Machado et al. (2009), o estudo da formação de cavaco é necessário para o desenvolvimento tecnológico, que auxilia e possibilita a usinagem dos mais diversos tipos de materiais. Diniz, Marcondes e Coppini (2014) relacionam a formação de cavaco a fatores de extrema importância em processos de produção, tais como segurança do operador e aspectos econômicos de fabricação. Ferraresi (1970) afirma que para o entendimento científico de fenômenos intrínsecos à usinagem dos metais, como forças de corte, tipos e mecanismos de desgaste nas ferramentas de usinagem, é necessário o domínio do conhecimento acerca do mecanismo de formação do cavaco.

A usinagem dos materiais metálicos ocorre por meio do cisalhamento concentrado no plano de cisalhamento ou zona de cisalhamento primária. O ângulo de cisalhamento (Φ), conforme a Figura 7, é formado entre a direção de corte e plano de cisalhamento (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014).

Figura 7 - Representação esquemática da formação do cavaco



Fonte: Machado et al. (2009).

Para um entendimento detalhado, a formação do cavaco, descrita por Ferraresi (1969) e Diniz, Marcondes e Coppini (2014), é dividida em quatro etapas:

- No decorrer da usinagem, a ferramenta penetra na peça e uma pequena quantidade de material, ainda pertencente à peça, é recalçada de encontro à superfície de saída da ferramenta;
- No desenvolvimento do processo, o material recalçado, ainda no regime elástico, sofre com tensões de cisalhamento que o submetem ao regime plástico. Tais tensões evoluem até que haja deslizamento, sem que ocorra perda de ligação entre o material recalçado e a peça;
- Dependendo da ductilidade do material e das condições de usinagem, ao longo do processo há cisalhamento parcial ou completo do cavaco no plano de cisalhamento;
- Com o movimento relativo na interface cavaco-ferramenta, o material cisalhado, denominado cavaco, começa a fluir sobre a superfície de saída da ferramenta. De maneira cíclica, uma nova porção de material passa por todo o processo descrito anteriormente.

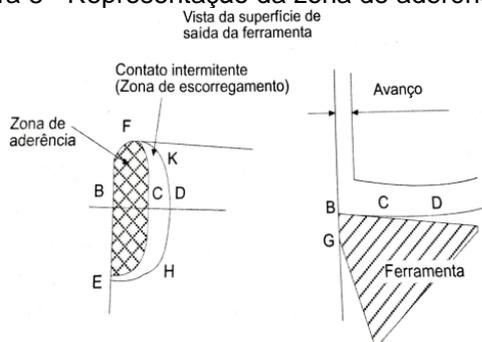
A partir das informações citadas e através da medição da frequência, amplitude da força de usinagem ou filmagem do processo, é possível afirmar que a formação de cavaco é um fenômeno periódico, tendo em vista as excitações dinâmicas

verificadas (MACHADO et al., 2009; FERRARESI, 1969).

Na interface cavaco-ferramenta, há deslizamento do cavaco através da superfície de saída da ferramenta e, conseqüentemente, atrito através do contato. A concepção de Coulomb mostra que a força de atrito é proporcional à força normal e se aplica em situações nas quais a força normal às superfícies em atrito é baixa (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). Nesse sentido, o coeficiente de atrito é relativo à rugosidade, em função do contato acontecer entre os picos, ou seja, a área de contato é bem menor do que a área aparente (TRENT; WRIGHT, 2000). Entretanto, no contexto da usinagem, quando o material a ser removido é de dureza inferior à da ferramenta, o cavaco ocupa as reentrâncias da superfície de saída, fazendo com que a área de contato seja maior ou igual à área aparente. Tal condição promove adesão de material na superfície, havendo a necessidade de cisalhamento na porção de material com menor dureza para que ocorra deslizamento (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014).

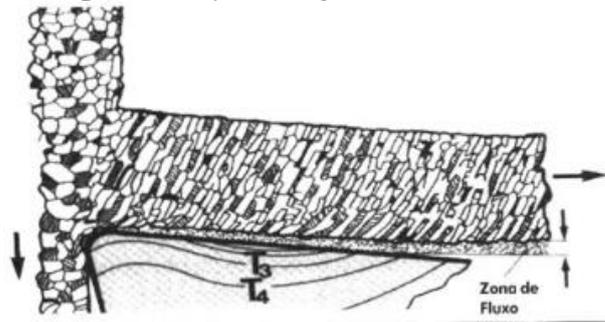
Em função das altas tensões existentes no processo de usinagem, Trent e Wright (2000) discorrem a respeito da existência de uma zona de aderência (Figura 8) na interface cavaco-ferramenta. Tal zona é constituída por cavaco aderido e é adjacente à zona de escorregamento. Através do cisalhamento intenso na zona de aderência, surge a zona de fluxo do cavaco (Figura 9), caracterizada pelo aumento da velocidade de saída do cavaco ao longo de sua espessura. A velocidade do cavaco só será constante quando a zona de fluxo cessar. Na zona de escorregamento, a área de contato é menor que a área aparente e não há adesão ou cisalhamento.

Figura 8 - Representação da zona de aderência



Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2014).

Figura 9 - Representação da zona de fluxo



Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2014).

Os cavacos são classificados com base nas diferenças morfológicas. Machado et al. (2009) classificam os tipos de cavaco em: contínuo, parcialmente contínuo, descontínuo e segmentado.

Cavacos contínuos são formados na usinagem de materiais dúcteis, constituídos por lamelas justapostas, de maneira contínua (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). Na formação do cavaco contínuo, o material, que sofre grandes deformações, cisalha na zona primária de cisalhamento, sem fragmentações, e se mantém homogêneo. Durante o processo, as trincas incidentes se propagam de maneira que o cavaco não seja interrompido, graças ao equilíbrio entre as tensões normal e de cisalhamento (MACHADO et al., 2009).

Já cavacos parcialmente contínuos (ou de cisalhamento) são formados por lamelas justapostas distintas (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). Durante o cisalhamento, os cavacos sofrem ruptura na área de cisalhamento e são parcialmente soldados. Tal morfologia é criada por heterogeneidades do material, pela dinâmica do processo e diminuição da resistência em razão do crescimento da deformação, o que acaba afetando a espessura do cavaco (FERRARESI, 1969).

Cavacos descontínuos são provenientes da usinagem de materiais frágeis e são caracterizados pelo fluxo de cavacos fracionados. A segmentação é oriunda da propagação da trinca ao longo do plano de cisalhamento (MACHADO et al., 2009).

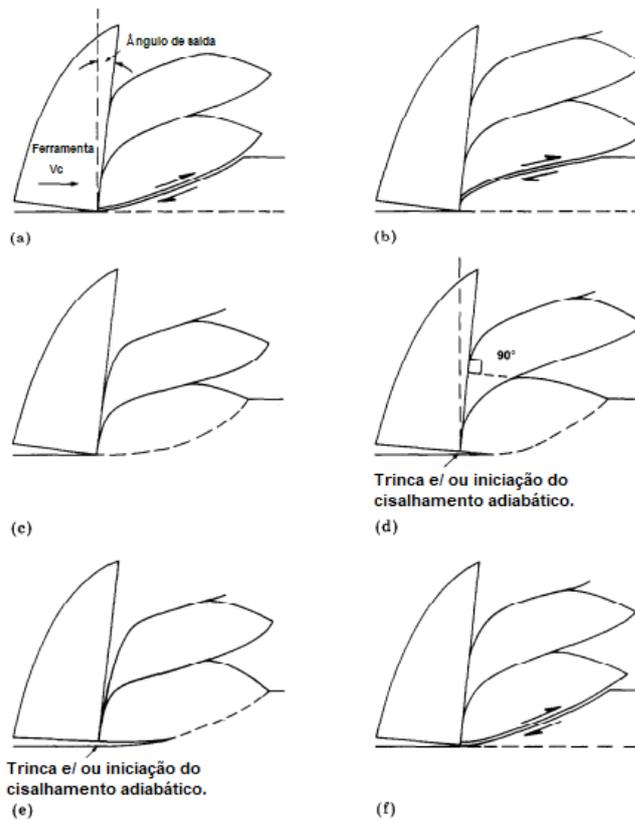
Por fim, nos cavacos segmentados, as grandes deformações continuadas acontecem em estreitas bandas entre segmentos que sofrem pouca ou nenhuma deformação no seu interior (MACHADO et al., 2009). Na formação do cavaco segmentado, o cisalhamento adiabático ocorre de modo que o calor gerado não flui para outras áreas, característica de materiais com baixa condutividade térmica, como o titânio e suas ligas. O calor provoca amaciamento do material, superando os efeitos

do endurecimento e a concentração do cisalhamento acontece em uma pequena porção do material, cada vez mais quente (CHILDS, 2016).

Komanduri e von Turkovich (1981), através de estudos detalhados e filmagens, observaram que o mecanismo de formação do cavaco na usinagem do titânio e suas ligas se diferencia daquele verificado na geração do cavaco contínuo. As observações estabelecidas pelos autores durante o cisalhamento catastrófico são as seguintes:

- A tensão concentrada na extensão da superfície de cisalhamento é fruto da instabilidade plástica. A ponta do inserto gera uma nova superfície (disposta quase que paralelamente ao vetor velocidade de corte), de característica abaulada e que se dobra gradativamente no sentido da superfície não usinada (Figura 10a). A falha no cisalhamento faz com que o exterior do cavaco apresente marcas parecidas com trincas, que exibem no seu interior grandes deformações nas bandas. Quando submetidas à caracterização metalográfica e atacada com ácido, ostentam bandas brancas;
- Na Figura 10b é possível observar um progressivo achatamento entre as bandas de cisalhamento na área entre as setas, decorrente da deformação de compressão relativa ao avanço da ferramenta;
- Observando-se as Figuras 10a e 10b, nota-se que, com a evolução do achatamento entre os segmentos e avanço da ferramenta de corte, o contato entre a superfície de saída e o cavaco cresce. Devido a tal deformação, os esforços gerados são rapidamente transformados em calor na ponta da ferramenta, propiciando um ambiente para reações químicas, que podem promover desgastes;
- Na Figura 10c, o abaulamento do segmento é iniciado, provocando movimentação do segmento situado acima. Na superfície de saída da ferramenta, as velocidades do cavaco e de abaulamento do segmento são as mesmas, de maneira que, iniciado o cisalhamento, a movimentação entre os segmentos ficará paralelamente disposta à superfície de cisalhamento;
- Nas etapas seguintes, representadas nas Figuras 10d, 10e e 10f, o processo se repete de maneira cíclica.

Figura 10 - Diferentes estágios da formação do cavaco na usinagem do titânio e suas ligas



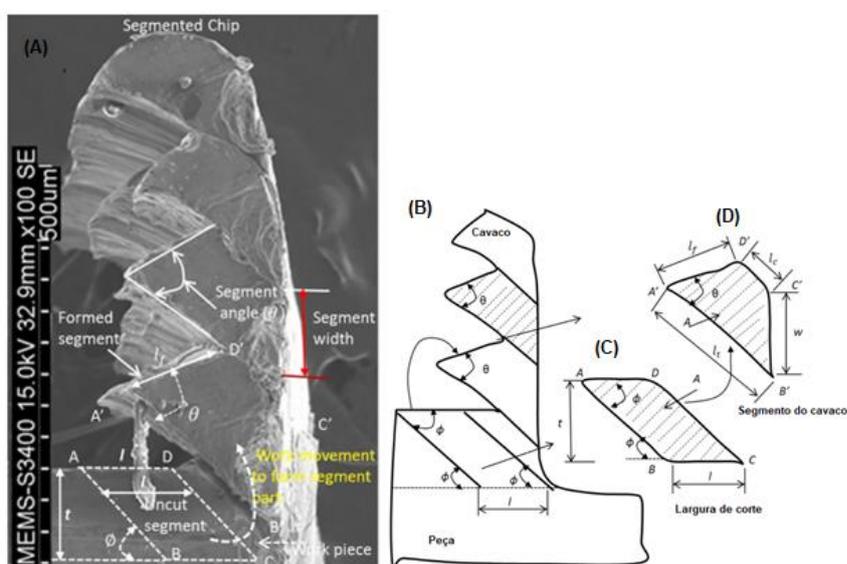
Fonte: adaptado de Komanduri e von Turkovich (1981).

Melkote et al. (2015) apresentam como resultado da formação do cavaco segmentado na usinagem do titânio comercialmente puro oscilações indesejáveis na força de corte, associadas a vibrações, que diminuem a vida útil das ferramentas de usinagem, gerando superfícies com baixa qualidade em termos de integridade superficial e desvios dimensionais. Hua e Shivpuri (2004) encontraram dificuldades em aumentar as taxas de remoção de material na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V, em razão à dinâmica do processo durante a formação do cavaco segmentado. Sun, Brandt e Dargusch (2009), através do torneamento da liga de titânio Ti-6Al-4V com diferentes parâmetros de usinagem, associaram a formação do cavaco segmentado à oscilação da força de corte. Komanduri e Hou (2002), no estudo da instabilidade do cisalhamento termoplástico (ou adiabático), atribuem a incidência de vibrações ao cisalhamento localizado, o qual promove variações nas forças radial e de corte, tendo como consequência vibrações no processo de usinagem.

Joshi (2018) através do torneamento ortogonal da liga de titânio Ti-6Al-4V, estudou o segmento do cavaco e suas irregularidades com auxílio de um dispositivo de parada rápida. O dispositivo atua promovendo uma parada instantânea na

usinagem, possibilitando a análise da raiz do cavaco que permanece unida à peça. Os experimentos foram realizados mudando a condição de temperatura, com resfriamento por LN₂ (nitrogênio no estado líquido), aquecimento até 260 °C e temperatura ambiente. Realizando a caracterização através da técnica de microscopia eletrônica de varredura (MEV), o autor analisou o cavaco em termos de transformação na forma do segmento após sua passagem pela zona de cisalhamento, conforme a Figura 11.

Figura 11 - (a) Imagem feita em MEV do cavaco segmentado formado na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V, (b) representação dos segmentos antes e depois do cisalhamento, (c) ampliação do segmento antes do cisalhamento e (d) ampliação do segmento formado após o cisalhamento

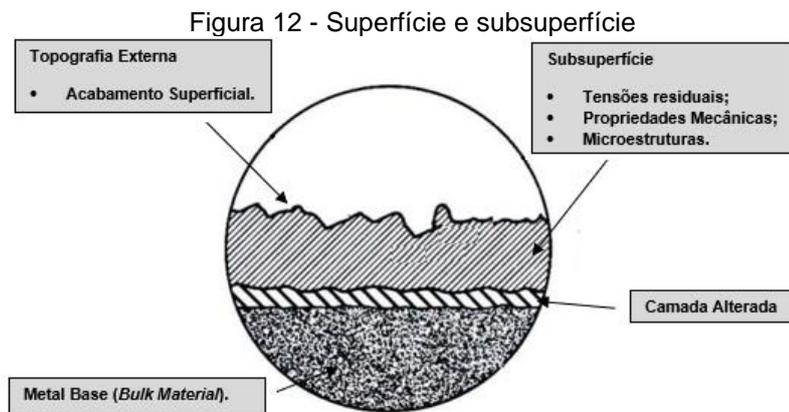


Fonte: adaptado de Joshi (2018).

Por meio de modelagem matemática e comprovação por experimentos, Joshi (2018) conseguiu estabelecer relações entre as geometrias do cavaco antes e depois do cisalhamento. Na área formada pelos pontos ABCD, é possível observar a seção antes da usinagem, sem passar pela zona de cisalhamento, e entre os pontos A'B'C'D', a formação do segmento após o cisalhamento. Devido às tensões aplicadas, o cavaco toma forma segmentada, diferenciando-se da forma inicial. Nas Figuras 11a, 11b e 11c, é possível observar as mudanças geométricas do ângulo Φ (na área anterior ao corte) para o ângulo θ (na área posterior ao corte) e, da mesma forma, do comprimento l para o comprimento l_f do segmento. Já a espessura de corte t muda para w no segmento. Os autores concluem que há relações geométricas entre a espessura de corte, largura de corte, comprimento de cisalhamento e ângulo do segmento.

2.3 INTEGRIDADE SUPERFICIAL NA USINAGEM DAS LIGAS DE TITÂNIO

A fronteira entre uma extremidade e o meio ambiente é a definição de Davim (2009) para superfície. O mesmo autor define integridade superficial como as características superficiais relacionadas ao desempenho funcional de certo componente. Para melhor compreensão, ele divide a integridade superficial em dois aspectos (Figura 12): topografia externa para a superfície; e tensões residuais, propriedades mecânicas e microestruturais para a subsuperfície.



Fonte: adaptado de Machinability Data Center (1980).

Para o alcance de determinado tipo de integridade superficial, relativa à aplicação de uma peça, é necessário entender a relação entre usinabilidade, metalurgia e propriedades do material e deve ser realizada a correta seleção e controle do processo de manufatura (FIELD, KAHLES e KOSTER, 1989). Machado et al. (2009) discorrem a respeito da condição final de uma superfície como dependente de certos fatores atrelados aos processos de usinagem: deformação plástica; ruptura; recuperação elástica; geração de calor; vibração; tensão residual; reações químicas.

Os fatores de processamento de um sólido geram diferentes consequências à nova superfície criada e, em função dessas circunstâncias, o termo integridade superficial é utilizado para descrever a qualidade de uma superfície que sofreu alterações. Portanto, a integridade superficial não pode apenas estar associada à singularidade da textura superficial ou forma geométrica. Tomar uma posição estratégica a partir dos fatores metalúrgicos e topográficos é de suma importância em projetos que contam com a presença de componentes estruturais usinados a partir de ligas com alta termorresistividade, como ligas de titânio e ligas à base de níquel, que sofrem com altas tensões estáticas e dinâmicas em suas aplicações. Falhas por

fadiga e corrosão sob tensão ocorrem próximas ou até mesmo na superfície de componentes (MACHADO et al., 2009).

Dificuldades de obtenção de determinada integridade superficial em ligas de titânio estão associadas à sua baixa usinabilidade e diversos autores registraram a necessidade da utilização de baixas velocidades de corte (CHE-HARON, 2001; NABHANI, 2001; PIVOTTO, ENDO, VENTURA, 2019; SADIK, CORONEL e LATTEMANN, 2019). Como consequência, um acabamento superficial de baixa qualidade é obtido e o surgimento de aresta postiça de corte pode ocorrer.

Cargas mecânicas atuantes em processos de usinagem provocam mudanças na camada superficial da peça, como deformações plásticas, arrancamento súbito de material, macrotrincas, microtrincas, tensões residuais e rebarbas (GRZESIK; KRUSZYNSKI; RUSZAJ, 2010). Já o gradiente térmico presente nos processos de remoção de material provoca não apenas mudanças relativas às propriedades dos materiais, mas também altera o tamanho de grão, provoca recristalização, zonas termicamente afetadas e surgimento de fases martensíticas. Alterações químicas também são habituais e provocam corrosão e oxidação intergranular, contaminação, fragilização pela difusão de elementos intersticiais e corrosão (FIELD, KAHLES e KOSTER, 1989).

Che-haron e Jawaid (2005) realizaram testes com insertos de metal duro na usinagem a seco da liga de titânio Ti-6Al-4V e observaram que as superfícies usinadas sofriam maiores deformações plásticas com o passar do tempo de processamento, o que foi atribuído à evolução do desgaste da ferramenta. Hughes, Sharman e Ridgway (2006) observaram deformações plásticas na microestrutura da liga de titânio Ti-6Al-4V após sua usinagem com ferramentas novas e desgastadas, que ocorrem, segundo os autores, devido às características intrínsecas do material, como a combinação de baixa condutividade térmica e alta ductilidade em elevadas temperaturas. Jeelani e Ramakrishnan (1983) estudaram os efeitos da velocidade de corte e geometria da ferramenta no torneamento ortogonal da liga de titânio Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo com presença e ausência de fluido de corte e observaram que, com o aumento da velocidade de corte e o desgaste da ferramenta, há um aumento na microdureza do material, devido ao aumento da deformação plástica na subsuperfície.

Na usinagem a seco da liga Ti-6Al-4V, Che-haron e Jawaid (2005) registraram ainda diferentes valores de dureza em função da profundidade, em comparação ao núcleo do material. Os maiores valores foram registrados a 0,01 mm de profundidade. Já na subsuperfície, aproximadamente a 0,02 mm, os valores de dureza foram menores que os do núcleo. Os autores atribuíram essa diminuição à ação do envelhecimento da liga de titânio, causado pelo calor acumulado na subsuperfície, decorrente da baixa condutividade térmica, característica das ligas à base de titânio. Na profundidade de 0,07 mm, em relação à superfície, todos os parâmetros apresentaram nova elevação na dureza. Sun et al. (2018), na usinagem da liga de titânio TB6 (Ti-10V-2Fe-3Al), notaram que o aumento da velocidade de corte levou à diminuição da microdureza, em razão da recristalização do material, decorrente do calor gerado no processo. Já o aumento do avanço e, conseqüentemente, da força de corte, levou a uma maior deformação plástica, o que promoveu encruamento e maior dureza superficial.

Dentro do contexto das transformações metalúrgicas oriundas de processos de usinagem, o surgimento de camadas brancas é observado em certos casos. Tal camada é de natureza extremamente dura em comparação ao núcleo, porém, de mesma composição química e microestrutura diferente (GRIFFITHS, 2001). Em ligas de titânio, o surgimento da camada branca está associado às deformações plásticas severas e danos térmicos decorrentes de processos de usinagem (ZLATIN; FIELD, 1973; BROWN et al., 2019). Che-haron e Jawaid (2005) identificaram o surgimento de camadas brancas na usinagem a seco da liga de titânio Ti-6Al-4V com insertos de metal duro. No início da usinagem não foram observadas mudanças, porém, no decorrer do processo e com a evolução do desgaste de flanco, até o final da vida, os autores registraram o surgimento de uma camada endurecida na superfície usinada, com aproximadamente 0,01 mm de profundidade.

Outro fator relevante corresponde à formação de tensões residuais, em consequência das elevadas cargas térmicas e mecânicas geradas durante processos de usinagem. Após o torneamento ortogonal da liga Ti-6Al-4V com condições constantes e uma ferramenta com desgaste de flanco de 0,2 mm, Chen, El-wardany e Harris (2004) encontraram tensões residuais de tração na superfície usinada, mas em aproximadamente 5 μm de profundidade a tensão passou de trativa para compressiva, estabilizando-se a partir de 20 μm . Com um desgaste de flanco de 0,03

mm, diferentemente da situação anterior, a tensão residual encontrada foi de compressão e atingiu seu valor máximo em 10 μm de profundidade. A conclusão é que, com maiores valores de desgaste, o calor gerado na aresta de corte aumenta, induzindo tensão residual de tração, já com menor desgaste e calor, as tensões tendem a ser compressivas. Conclusões similares foram obtidas por Holmberg et al. (2018), que mediram tensões residuais de tração na liga Ti-6Al-4V quando usinada a maiores velocidades de corte (maior carga térmica) e tensões residuais de compressão quando da aplicação de menores velocidades (menor carga térmica).

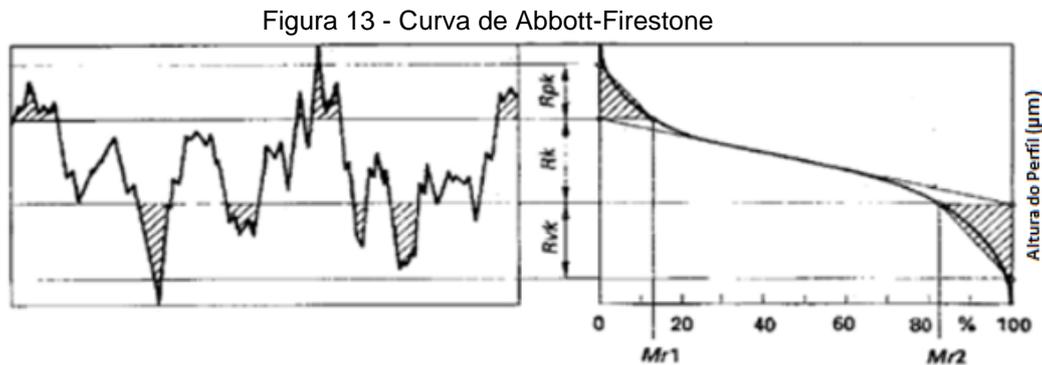
Por fim, em virtude da praticidade e conhecida influência sobre o desempenho da peça em diversas aplicações, a característica mais comumente utilizada para análise da superfície de peças usinadas corresponde à rugosidade, a qual terá destaque como variável de saída no presente trabalho.

Erros macrogeométricos são de fácil medição e têm principal relação com a fixação da peça e dinâmica da máquina-ferramenta. Já no âmbito da rugosidade (erro microgeométrico), em razão da influência de diversas variáveis, a avaliação é realizada por meio de diferentes parâmetros, que são classificados, segundo Machado et al. (2009), como: parâmetros de amplitude, parâmetros de espaço e parâmetros híbridos. Os principais parâmetros utilizados são aqueles de amplitude, como a rugosidade máxima R_z e a rugosidade média aritmética R_a . Ambos têm seus valores calculados a partir da linha média, posicionada de modo que a somatória das áreas do perfil acima se iguale à somatória das áreas abaixo. A rugosidade máxima corresponde à média entre as distâncias pico-vale de cinco trechos dentro do comprimento de amostragem, enquanto a rugosidade média é obtida pela média das amplitudes do perfil, tendo a linha média como referência.

Dois outros parâmetros relevantes para análise de superfícies são citados por Bateyron (2013): a curtose R_{ku} mede a agudeza na distribuição de altura da superfície, enquanto a assimetria R_{sk} avalia a posição dessa mesma distribuição. $R_{ku} < 3$ representa uma distribuição “achatada” e $R_{ku} > 3$, uma distribuição “aguda”, com picos e vales estreitos. $R_{sk} > 0$ representa uma superfície com vales largos e picos estreitos, ao contrário de $R_{sk} < 0$.

O perfil de rugosidade também pode ser analisado através da curva de Abbott-Firestone, por meio da função de probabilidade acumulada (Figura 13). A capacidade

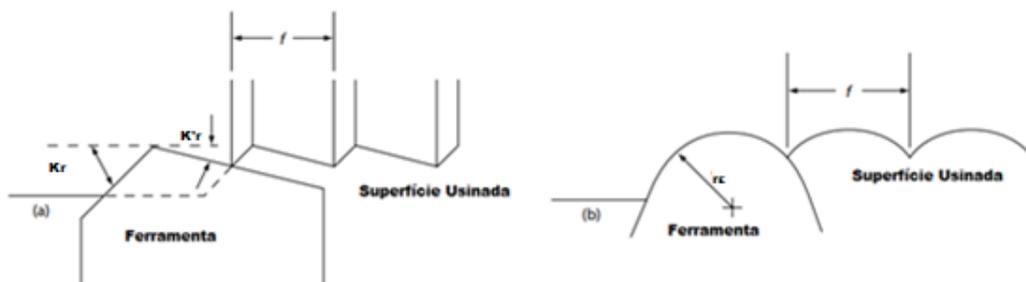
de carga e a superfície real de contato de determinado componente são informações que podem ser extraídas por meio da referida curva. Comumente, são avaliados os seguintes parâmetros: altura reduzida de pico Rpk , profundidade reduzida de vale Rvk e rugosidade do núcleo Rk . Os parâmetros $Mr1$ e $Mr2$ representam os percentuais de material associados aos picos e aos vales, respectivamente.



Fonte: adaptado de Salcedo, Coral e Ochoa (2018).

O nível do acabamento superficial pode ser dividido em dois itens: o primeiro é relativo à cinemática do processo, geometria e desgaste da ferramenta (Figura 14), como formação de aresta postiça de corte (APC) e marcas de avanço; e o segundo depende da dinâmica do processo, associada a vibrações e heterogeneidades do material, classificadas como aspectos inerentes ou naturais. A previsão destas componentes é de difícil execução em razão da interação entre as diversas variáveis presentes no processo (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Figura 14 - Representação da contribuição do avanço (f), raio de ponta da ferramenta (r_ϵ), ângulo de posição principal (κ_r) e ângulo de posição secundário (κ'_r) na formação da rugosidade no torneamento com (a) inserto de ponta afiada e (b) inserto com raio de ponta



Fonte: adaptado de Stephenson e Agapiou (2016).

Che-haron e Jawaid (2005) identificaram no torneamento a seco da liga Ti-6Al-4V, utilizando insertos de metal duro, com avanço de 0,35 mm/rev, um aumento da rugosidade média com a diminuição da velocidade de corte. Foram registrados menores valores de rugosidade no início da usinagem, porém, com o aumento do

desgaste de flanco, a rugosidade também cresceu. Testes com avanço de 0,25 mm/rev também foram realizados e os resultados se mostraram similares, sendo valores mais altos de rugosidade atribuídos a menores velocidades de corte. Da mesma forma, Che-haron (2001) registrou no torneamento a seco de outra liga de titânio (Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo) com inserto de metal duro sem revestimento e avanço de 0,35 mm/rev menores valores na rugosidade média com o aumento da velocidade de corte para menores tempos de corte, porém, com o passar do tempo de usinagem e evolução dos desgastes, houve um crescimento abrupto na rugosidade. O autor atribuiu essa ocorrência a uma possível deformação no flanco da ferramenta ou adesão de material da peça na ponta do inserto. Com a velocidade de corte de 45 m/min observou-se um crescimento brusco da rugosidade, devido a uma possível falha catastrófica, já que o tempo de corte foi maior que nos outros casos. Neste mesmo estudo, concluiu-se que, para atingir pequenas tolerâncias, o maior problema é o desgaste da ferramenta.

Bagno e Bello (2004) afirmaram que a osseointegração em biomateriais é dependente de diversos fatores, estando entre eles as características superficiais das próteses. Para o sucesso da fixação óssea da prótese, fatores superficiais, como morfologia, rugosidade e microtopografia, têm se mostrado como os mais importantes (RICH; HARRISA, 1981, THOMAS; COOK, 1985). Uma maior adesão do osso pode ser obtida em superfícies com maior rugosidade (ALBREKTSSON et al., 1981), já o tecido conectivo fibroso adere melhor a superfícies mais bem-acabadas (COCHRAN et al., 1984). Neste contexto, diversas tentativas no que é relativo à modificação superficial vêm sendo estudadas com a intenção de intensificar o contato entre a interface osso-implante, melhorando a integração entre os mesmos. A qualidade da interação entre o meio biológico e os implantes em termos de quantidade celular, qualidade celular, adesão e crescimento do tecido é atribuída à superfície da prótese, sendo as propriedades superficiais, então, inerentes à formação de tecido e osseointegração (ALBREKTSSON et al., 1983). Lincks et al. (1998) notaram que a rugosidade exerce o papel mais importante na resposta celular. Os autores afirmaram que a distância entre dois ou mais picos nas superfícies não deve exceder a capacidade da célula de aderir ao local.

Bagno e Bello (2004) observaram que, na geração de novas superfícies com formas e tolerâncias geométricas adequadas por meio do processo de torneamento,

podem ocorrer mudanças metalúrgicas nas próteses e é comum se atingir valores de Ra entre 0,3 μm e 0,6 μm . Para a obtenção de melhores acabamentos, é prática comum a utilização de lixas e flanelas com pasta de diamante ou alumina, porém, há ressalvas em relação ao uso desses métodos em razão da alta afinidade química do titânio com esses materiais, o que faz com que esses elementos sejam transferidos à prótese, sendo assim considerados como contaminantes. Entretanto, os valores de Ra produzidos através desses métodos se encontram entre 0,1 μm e 1 μm .

Taborelli et al. (1997) mediram os parâmetros Rt (rugosidade máxima) e Rq (rugosidade média quadrática) em superfícies de titânio para próteses produzidas por diferentes processos de acabamento superficial. Os autores registraram os menores valores de Rt e Rq para o polimento com alumina, de 0,081 μm e 0,006 μm , respectivamente. Castellani et al. (1999) produziram discos de titânio de três diferentes maneiras: torneamento; torneamento e lixamento com lixa de grão 320#; e torneamento e lixamento com lixa de grão 4000#. A partir da medição de Ra, Rq e Rt, verificou-se que o torneamento seguido do lixamento é bastante eficaz para a obtenção de menores valores de rugosidade. Comparando peças torneadas e jateadas por meio da medição do torque necessário para retirada do parafuso usado como prótese e da técnica de histomorfometria óssea, que mede a adesão do tecido à prótese, Albrektsson et al. (1981) verificaram pior desempenho das peças torneadas, as quais atingiram maiores valores de Ra, Rq e Rt. As peças jateadas apresentaram Rsk (assimetria) sempre maior que 1, indicando a predominância de vales largos e picos estreitos, ao contrário das peças torneadas, que apresentaram valores menores que 1. No caso de Rku (curtose), todas as superfícies apresentaram valores maiores do que 3, indicando a presença de uma distribuição aguda.

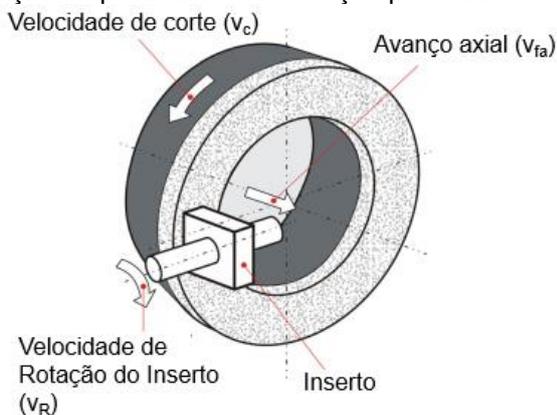
2.4 PREPARAÇÃO DE INSERTOS DE METAL DURO

O metal duro (liga de WC-Co) é utilizado com frequência em ferramentas de corte e moldes de conformação. Cada elemento da liga é responsável por uma propriedade mecânica: o carbeto de tungstênio (WC, partículas pequenas de natureza dura e frágil) propicia ao material dureza, enquanto o cobalto (Co, partículas moles e dúcteis) age como material de ligação, conferindo ductilidade. Através de tais características, o metal duro torna-se favorecido em termos de propriedades mecânicas (HEGEMAN; HOSSON; WITH, 2001, LEE; GURLAND, 1978).

Componentes deste tipo de material são geralmente fabricados a partir do processo de sinterização e posteriormente submetidos à retificação para alcançar forma e rugosidade necessária em função de uma determinada aplicação (HEGEMAN et al., 1999). Para maior produtividade e eficiência do processo, assim como para um acabamento adequado dos insertos de corte, a retificação do metal duro é normalmente feita por rebolos com grãos abrasivos de diamante unidos por ligante resinoide (BHOWMIK; NAIK, 2018, DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). De modo geral, o processo de retificação tem como característica o alto gasto energético por unidade volumétrica de material removido. A energia criada é dissipada na zona de retificação, podendo provocar danos metalúrgicos e tensões residuais trativas ao usinado, resultando em menor desempenho da ferramenta em sua aplicação (MALKIN; GUO, 2008).

A preparação de insertos de corte costuma ser realizada pelo processo de retificação plana transversal de mergulho (Figura 15), a partir da qual se remove inicialmente o excesso de material das superfícies de folga e, em seguida, realiza-se o acabamento dos raios de ponta e, sendo o caso, das arestas.

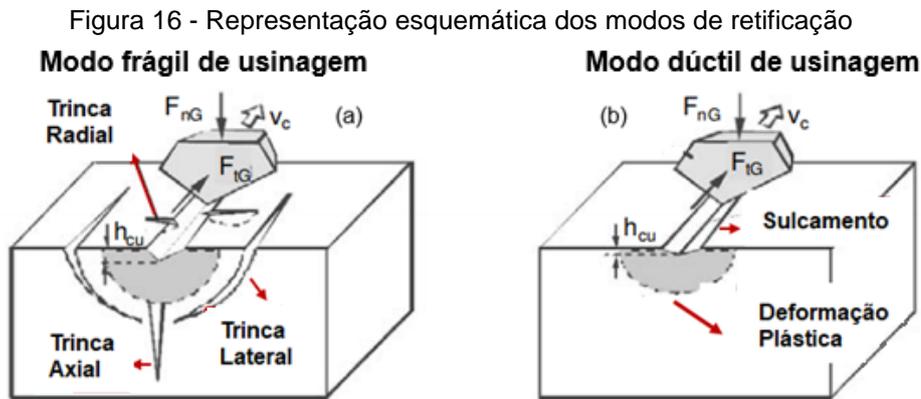
Figura 15 - Representação esquemática da retificação plana transversal de mergulho



Fonte: Cruz, Sordi e Ventura (2020).

As propriedades dos materiais frágeis, como elevada dureza e baixa resistência à fratura, levam a características finais da peça distintas daquelas observadas em materiais metálicos dúcteis após a retificação. Quando a profundidade de usinagem é acrescida, os materiais frágeis tendem a gerar trincas e, conseqüentemente, arrancamentos súbitos de material. A Figura 16a ilustra a ação da aresta de corte penetrando uma superfície frágil e gerando trincas radiais, laterais e axiais. No modo dúctil (Figura 16b), a remoção de cavaco ocorre por meio da deformação plástica,

com cavacos intensamente cisalhados (KLOCKE, 2009).



Fonte: adaptado de Klocke (2009).

Segundo Blau e Lawn (1985), todos os materiais frágeis podem ter remoção no modo dúctil se a penetração da aresta for pequena o suficiente. Embora baixas profundidades de usinagem elevem o consumo energético, elas tendem a favorecer o predomínio da plasticidade como mecanismo de remoção de material na retificação (BIFANO; DOW; SCATTERGOOD, 1991).

Hegeman, Hosson e With (2001) retificaram superfícies de metal duro com concentração de 10% e 20% de cobalto. Através de imagens da superfície, os autores observaram o surgimento de uma camada deformada, cuja morfologia variou em função do tamanho de grão de WC e parâmetros de retificação. Sua composição consistia de WC pulverizado e fragmentado, unido por pequenas quantidades de Co, além da presença deste último elemento espalhado na região deformada. Neste mesmo trabalho, verificou-se que ligas com menores tamanhos de grão de WC levam a maiores valores de rugosidade e maior pulverização deste elemento na superfície, enquanto maiores grãos favorecem o arrancamento de material durante a retificação. Yin et al. (2004) também avaliaram o mecanismo de remoção de material na retificação de diferentes amostras de WC-Co e notaram a ocorrência de deformação plástica, com predominância do regime dúctil, sem danos na microestrutura.

Zelwer e Malkin (1980) retificaram superfícies de WC-Co e observaram a presença de sulcamento no sentido da direção de retificação, com grãos de WC expostos nos vales dos sulcos e alto teor de Co nas laterais superiores dos riscos, ou seja, os grãos do ligante sofreram espalhamento do meio para as bordas do sulco. Larsen-Basse (1985) explica que tal espalhamento ocorre em função das tensões compressivas existentes durante o processo de retificação.

Beju, Brindasu e Vulc (2015) avaliaram a influência do tamanho de grão, velocidade de corte e profundidade de usinagem na rugosidade de amostras WC-9%Co. Os autores observaram aumento na rugosidade com acréscimo da profundidade de usinagem e avanço. De outra forma, menores valores foram obtidos com a diminuição da profundidade de usinagem, uso de um rebolo com grãos abrasivos menores e aumento da velocidade de corte. Guo et al. (2012) retificaram carbeto de tungstênio sem a presença de ligante nos modos dúctil e frágil de retificação e atingiram melhores acabamentos, sem ocorrência de trincas e lascamentos, com menores valores de avanço e a elevadas velocidades de corte.

Após o processo de retificação de insertos, as arestas de corte, formadas pela intersecção das superfícies de folga e de saída, também apresentam irregularidades, o que tem sido avaliado a partir do parâmetro Δr , que corresponde à menor distância entre o perfil real e ideal da aresta. Cruz, Sordi e Ventura (2020) destacaram a importância de se medir este parâmetro e, da mesma forma que Ventura et al. (2013), apontaram que, em ferramentas de metal duro, os lascamentos na aresta podem ocorrer devido ao baixo grau de coesão entre os grãos de WC com o ligante de Co nessa região.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

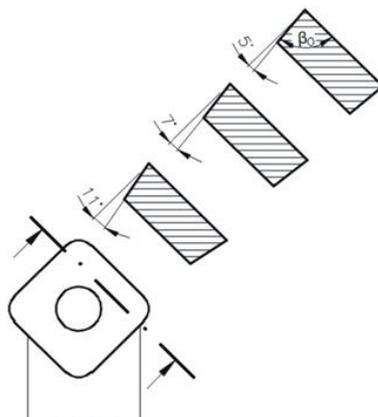
Aqui serão descritos os materiais e métodos utilizados para a execução dos experimentos, de modo a se alcançar os objetivos propostos no presente trabalho.

3.1 PREPARAÇÃO E CARACTERIZAÇÃO DOS INSERTOS DE CORTE

Insertos de metal duro sem revestimento, com composição WC-5%Co e geometria S(α_o)MA1204(r_ϵ), tiveram suas superfícies de saída e de folga preparadas pelo processo de retificação plana transversal de mergulho em uma retificadora CNC com quatro eixos Agathon DOM Plus, equipada com rebolo de diamante do tipo copo, com ligante resinoide, granulometria D46 e concentração C100. O processo foi realizado com aplicação de óleo integral abundante e condições constantes: velocidade de avanço do rebolo $v_{fa} = 2$ mm/min, velocidade de corte $v_c = 20$ m/s, velocidade de rotação do inserto $v_R = 35^\circ$ /min. A fim de se evitar os efeitos do desgaste da ferramenta abrasiva, antes da retificação de cada inserto, o rebolo foi dressado por um rolo dressador de óxido de alumínio também do tipo copo, com tamanho de grão 180#, sendo aplicada uma velocidade de avanço $v_{fad} = 5$ μ m/s e velocidade tangencial $v_{cd} = 10$ m/s.

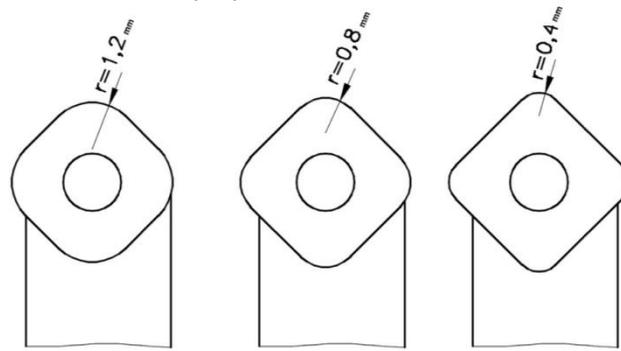
De modo a se identificar a influência da geometria da ferramenta sobre a rugosidade da liga estudada, os insertos foram preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta. As combinações foram realizadas levando-se em conta um planejamento fatorial completo com três níveis para cada variável: $\alpha_o = 5^\circ, 7^\circ$ e 11° (Figura 17) e $r_\epsilon = 0,4$ mm, 0,8 mm e 1,2 mm (Figura 18).

Figura 17 - Insertos preparados com diferentes ângulos de folga



Fonte: Autor (2021).

Figura 18 - Insertos preparados com diferentes raios de ponta



Fonte: Autor (2021).

Considerando-se o fato de o porta-ferramenta utilizado ter sido sempre o mesmo e este possuir assento para insertos com ângulo de folga de 5° , a programação na máquina foi realizada para retificação das condições corretas em apenas uma das pontas, variando-se os outros lados para ajuste na fixação. Neste contexto, foram retificados dois insertos por condição e, após o processo, a superfície de folga e aresta localizadas na região do raio de ponta foram avaliadas pelo microscópio para análise de imagens tridimensionais Alicona InfiniteFocus SL, com utilização de uma lente de 10x.

Para caracterização dos insertos, foi medida a rugosidade da superfície de folga na direção perpendicular às marcas de retificação por meio do parâmetro R_z (média de cinco distâncias pico-vale no comprimento de amostragem) e os lascamentos na aresta por meio do parâmetro Δr (menor distância entre os perfis real e ideal da aresta em determinada seção). Para a medição da rugosidade, foi empregado um *cut-off* de 0,8 mm e em ambos os casos, foram aplicados 150 perfis. Havendo duas pontas por condição, para análise, foram utilizadas as médias e desvios-padrão de 300 valores.

3.2 TESTES DE TORNEAMENTO

Para a realização dos testes de torneamento, foram utilizados corpos de prova com comprimento de 100 mm e diâmetro de 30 mm da liga de titânio beta Ti-15Mo, tendo sido os experimentos realizados com aplicação de fluido de corte abundante (emulsão com 10% de concentração) e condições de acabamento constantes ($v_c = 100$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm) em um torno CNC Romi Centur 30D, com comando Fanuc, potência máxima de 9 kW e rotação máxima de 4000 rpm. Para isso, foi utilizado um porta-ferramenta com código CSDBN2020K12, que proporcionou ângulo de saída neutro, assento com ângulo de folga de 5° e ângulo de posição de 45° .

De modo a se evitar o desgaste da ferramenta como variável do processo, para avaliação da rugosidade, arestas novas foram aplicadas no torneamento de dois trechos do corpo de prova, com comprimento de 15 mm cada.

Durante os ensaios, a potência de corte foi medida, de maneira a se melhor compreender o desempenho dos insertos com diferentes geometrias. O sinal de corrente do eixo árvore foi adquirido por meio do comando numérico da máquina por um período de 30 s. Sendo o motor trifásico e alimentado por uma tensão de 220 V, os valores do período ativo foram multiplicados por $220 \cdot \sqrt{3}$ para transformação em Watts.

3.3 AVALIAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS SUPERFICIAIS DA PEÇA

Após os testes de torneamento, foram obtidos para cada trecho usinado do corpo de prova os seguintes parâmetros: Ra (rugosidade média), Rz (rugosidade máxima), Rku (curtose), Rsk (assimetria), Rk (rugosidade no núcleo), Rpk (altura reduzida de pico) e Rvk (profundidade reduzida de vale), todos obtidos no microscópio Alicona InfiniteFocus SL, equipado com lente de 10x.

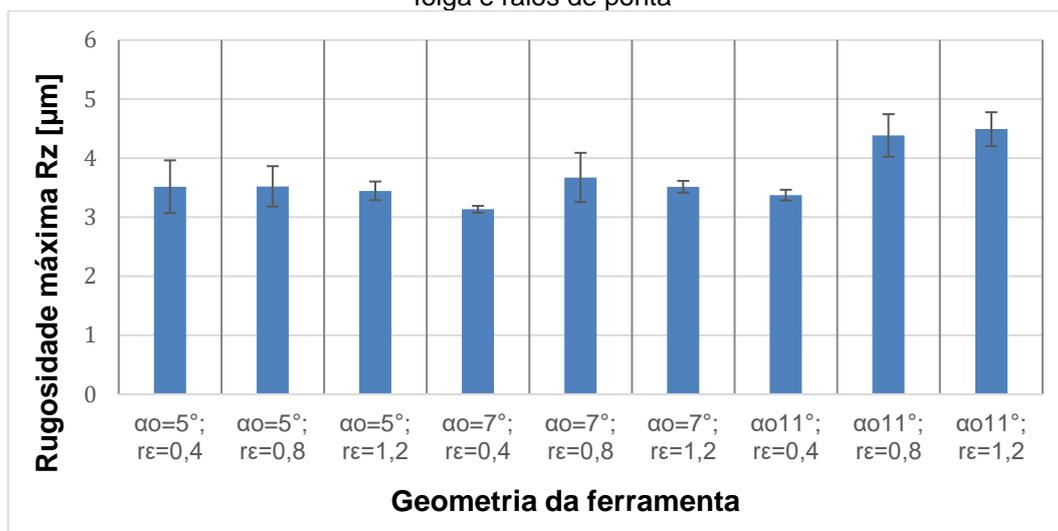
Foram avaliados 200 perfis paralelos à direção de avanço do torneamento em duas regiões de cada trecho usinado, sendo analisadas as médias e os desvios-padrão de 800 medições para cada condição da ferramenta. Dada a amplitude da rugosidade média Ra, foram aplicados valores de *cut-off* para filtragem dos dados brutos de 0,8 mm ($0,1 \mu\text{m} < Ra \leq 2 \mu\text{m}$) e 2,5 mm ($2 \mu\text{m} < Ra \leq 10 \mu\text{m}$).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 CARACTERIZAÇÃO DOS INSERTOS APÓS O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

Neste item são apresentados os resultados de R_z e Δr obtidos após a avaliação dos insertos retificados com as diferentes geometrias. A Figura 19 apresenta os valores médios de R_z nas superfícies de folga.

Figura 19 - Rugosidade máxima R_z obtida para os insertos retificados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta

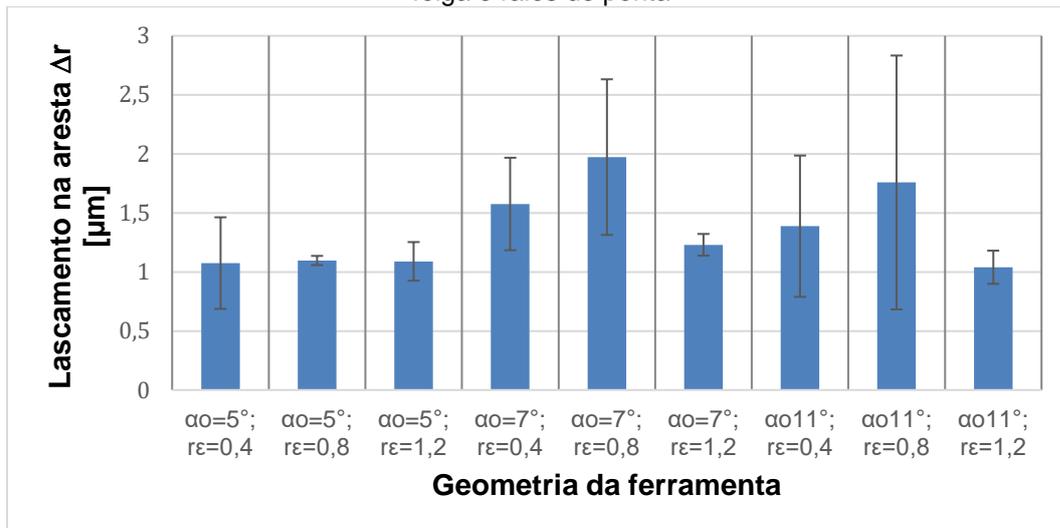


Fonte: Autor (2021).

Considerando-se a dispersão dos resultados, valores similares de rugosidade são verificados para todos os insertos com ângulos de folga de 5° e 7° , assim como para o inserto com ângulo de 11° e raio de ponta de 0,4 mm. Diferentemente, maiores valores são observados para os insertos com ângulo de folga de 11° e raios de 0,8 mm e 1,2 mm. O aumento do ângulo de folga combinado a um maior raio de ponta aumenta o comprimento de contato e, como consequência, a espessura do cavaco durante a retificação da região do raio (VENTURA; KÖHLER; DENKENA, 2014), o que pode ter gerado tal efeito. Este, por outro lado, não se mostrou significativo para as outras condições. Deve-se lembrar, no entanto, que a variação é de algo em torno de 1 µm e, assim, não se espera que afete o processo de torneamento subsequente.

O gráfico da Figura 20 traz os resultados de Δr para os diferentes insertos. Nele, notam-se maiores valores médios (entre 1,5 µm e 2 µm) para os insertos com ângulos de folga de 7° e 11° e raio de ponta de 0,8 mm. No restante, é verificada uma grande oscilação entre 1 µm e 1,5 µm.

Figura 20 - Lascamento de aresta Δr obtido para os inserts retificados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta



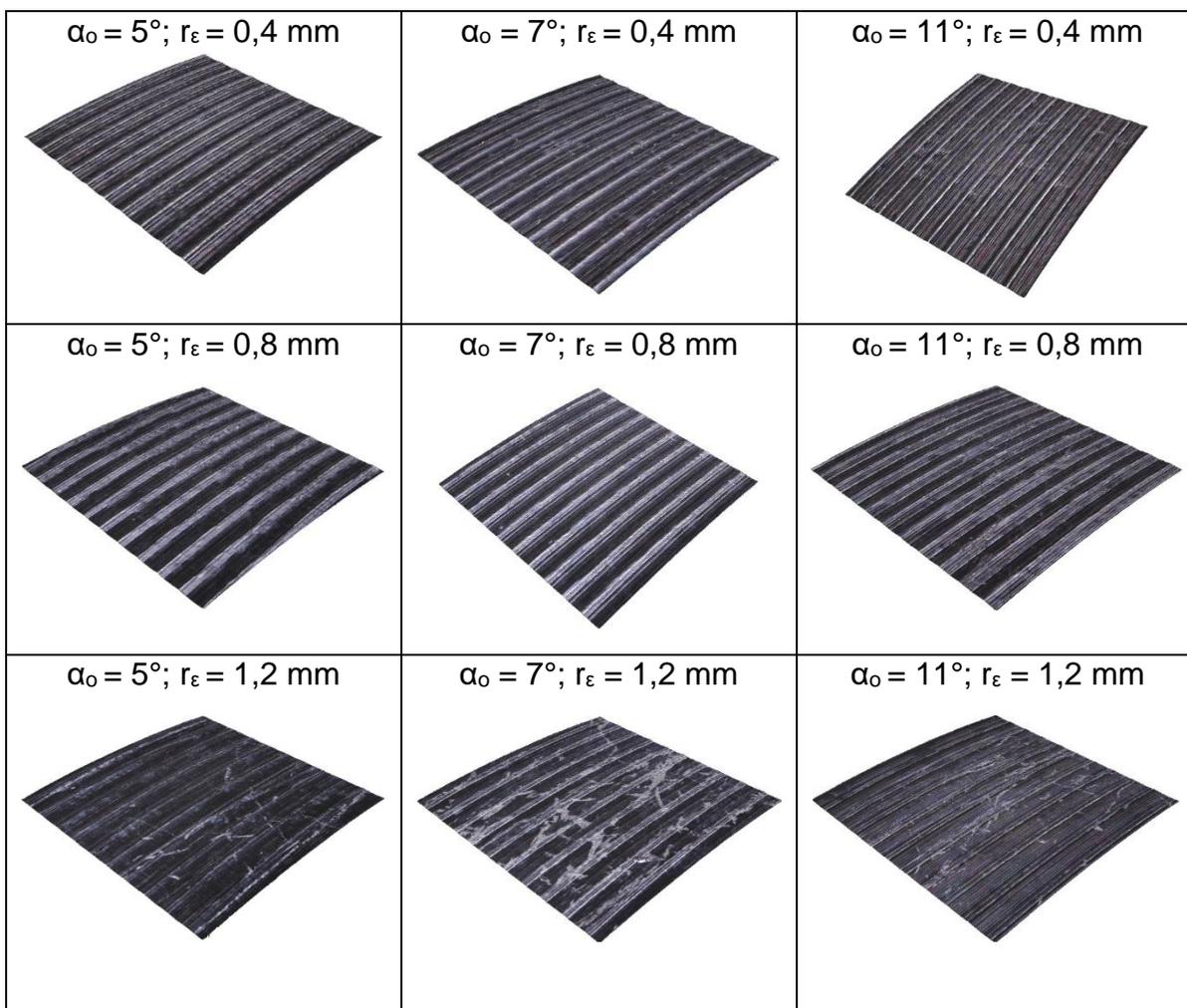
Fonte: Autor (2021).

A elevada dispersão dos resultados e o comportamento irregular desta variável de saída ocorrem devido à sensibilidade da aresta ao processo de retificação, favorecida pelo ancoramento deficiente de grãos de WC no ligante de Co nessa região do inserto (CRUZ; SORDI; VENTURA, 2020). Novamente, a pequena variação observada entre as diferentes condições não é significativa para influenciar a aplicação da ferramenta no processo de torneamento.

4.2 CARACTERÍSTICAS SUPERFICIAIS DA LIGA Ti-15Mo TORNEADA

Antes de se proceder à avaliação dos parâmetros de rugosidade, faz-se necessária uma análise das superfícies geradas após o torneamento, as quais são mostradas na Figura 21.

Figura 21 - Superfícies geradas no torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta

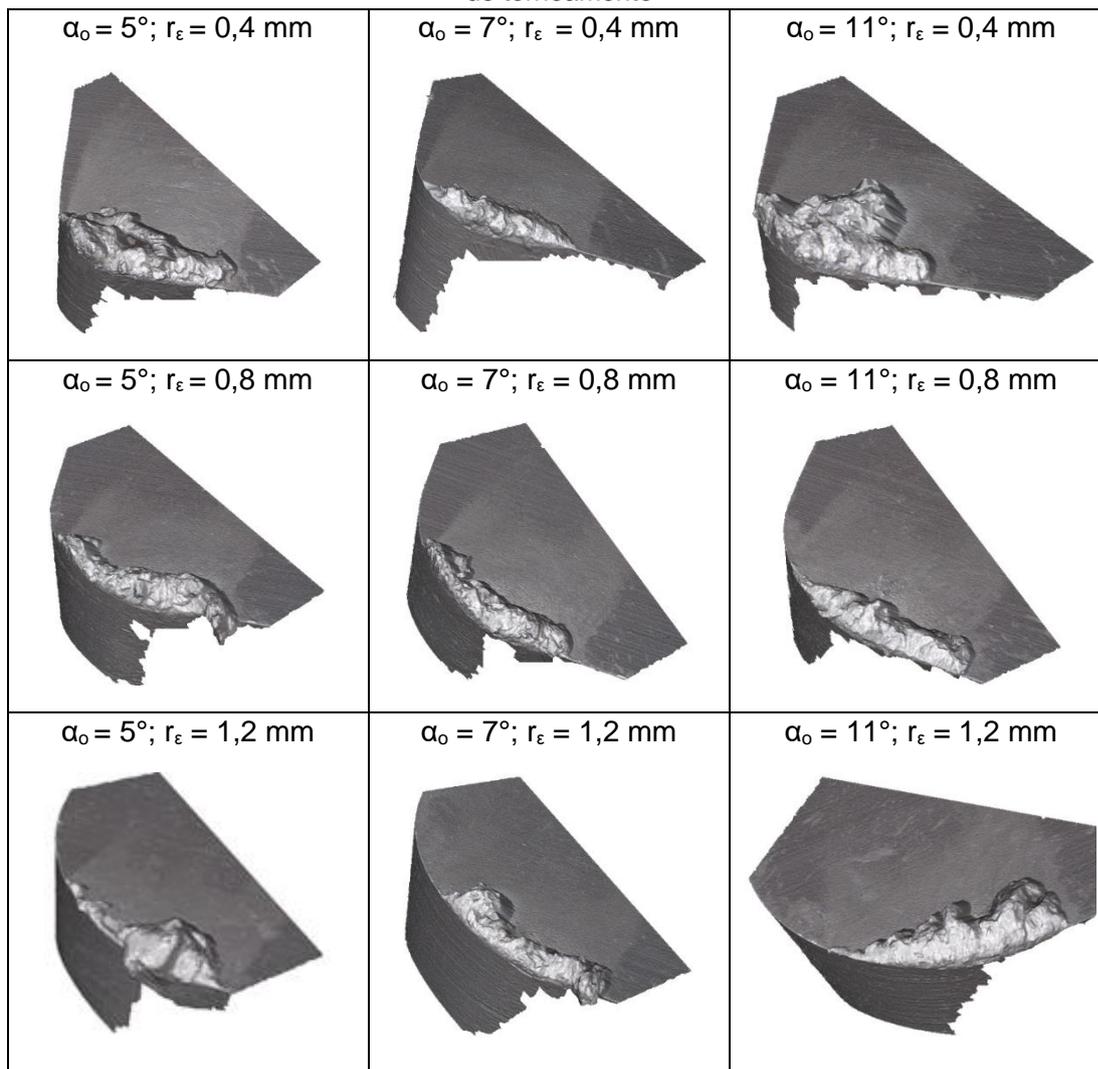


Fonte: Autor (2021).

De maneira geral, para todas as condições, notam-se marcas de avanço de forma clara, ausência de material aderido, de arrancamento ou mesmo de material deformado na região dos picos, o que poderia caracterizar fluxo lateral de cavaco. A não ocorrência de desgaste da ferramenta durante os testes e a aplicação de uma geometria positiva e com aresta afiada contribuiu para os resultados obtidos, embora a variação do ângulo de folga e do raio de ponta não tenha alterado as características observadas. De outra forma, destaca-se a ocorrência de riscos na peça (de baixa amplitude) quando da aplicação dos insertos com raio de ponta de 1,2 mm, os quais foram causados pelo emaranhamento do cavaco na peça durante o corte. O maior comprimento de contato entre peça e ferramenta na extremidade do maior raio de ponta, favoreceu o esmagamento do cavaco e dificultou sua ruptura. No entanto, tais riscos apresentaram baixa profundidade e não afetaram a rugosidade da peça de forma significativa.

Não tendo sido encontradas partículas de material aderidas na superfície das peças usinadas, descartou-se a possibilidade de influência de aresta postiça de corte sobre a rugosidade, apesar da adesão significativa de material sobre superfície de saída dos inserts durante os ensaios, conforme pode ser observado na Figura 22. Adicionalmente, não foi verificado qualquer tipo de desgaste ou avaria que pudesse comprometer a qualidade superficial das peças.

Figura 22 - Imagens dos inserts com diferentes ângulos de folga e raios de ponta após o processo de torneamento

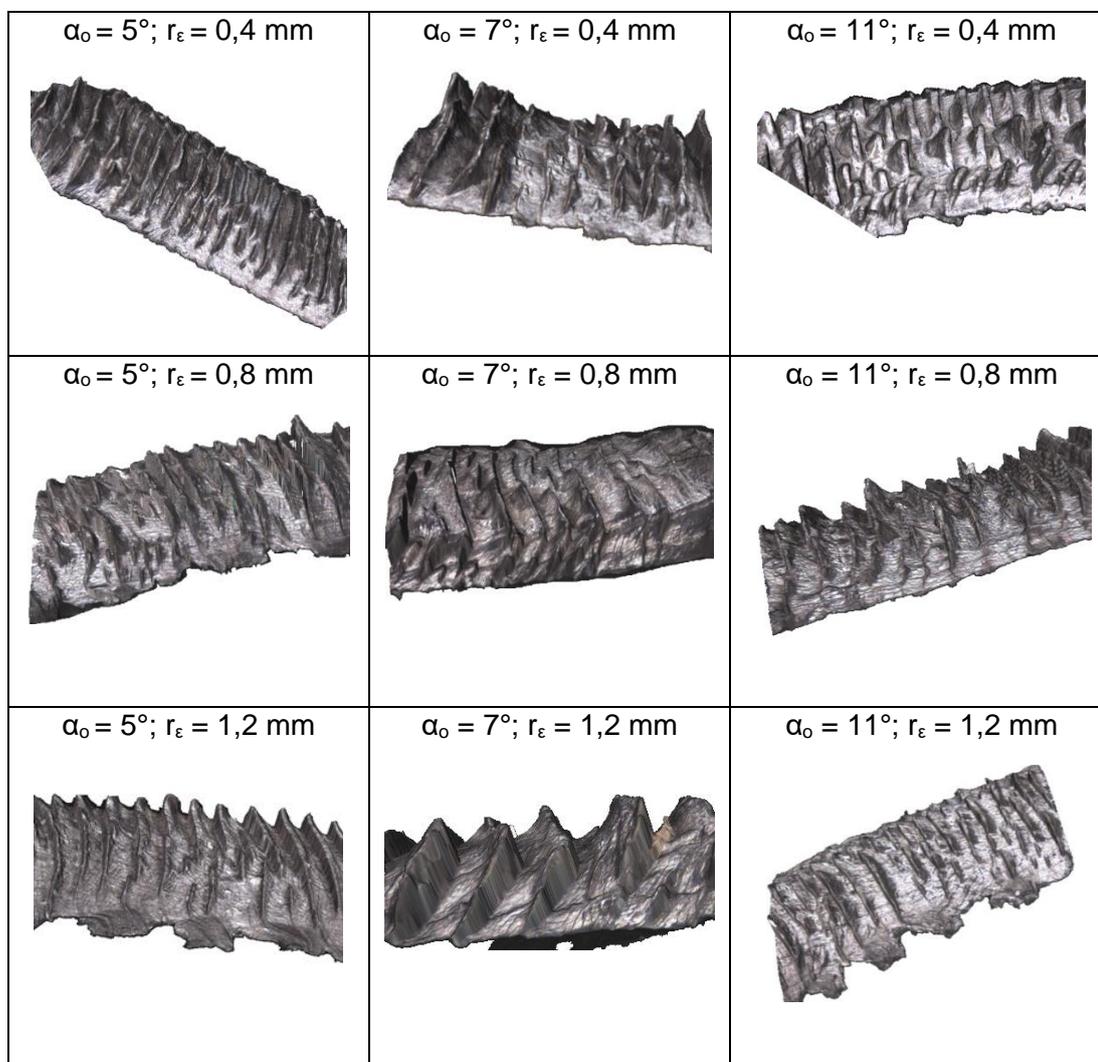


Fonte: Autor (2021).

Os cavacos obtidos (Figura 23) também foram analisados com o intuito de identificar alguma variação em sua deformação que pudesse ser correlacionada com as características superficiais. Cavacos segmentados, com lamelas regulares, foram observados na maioria dos casos, mas bandas de deformação fragmentadas foram notadas principalmente após o torneamento com inserto com ângulo de folga de 11° e raio de ponta de 0,4 mm, o que leva a crer que tenha ocorrido instabilidade durante

o corte. De todo modo, tal efeito não foi notado na superfície apresentada na Figura 21.

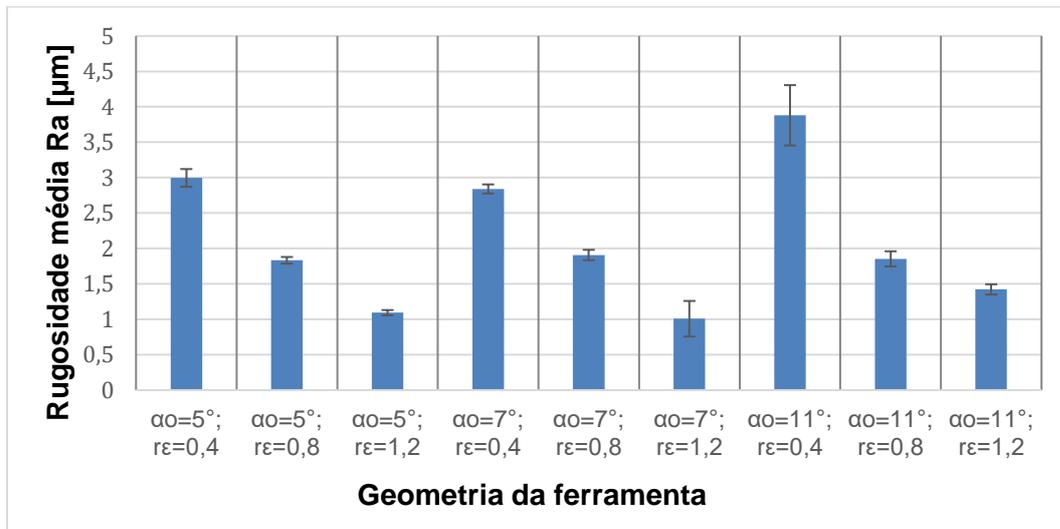
Figura 23 - Imagens dos cavacos obtidos após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta



Fonte: Autor (2021).

A fim de se quantificar a qualidade superficial das peças torneadas por diferentes ferramentas, uma avaliação dos diferentes parâmetros de rugosidade foi realizada. A influência do ângulo de folga e do raio de ponta sobre a rugosidade média R_a pode ser observada na Figura 24, na qual se percebe uma redução da rugosidade com o aumento do raio de ponta. Tal resultado está relacionado à predominância da contribuição geométrica da ferramenta ao perfil de rugosidade, indicando que a maior deformação do material na extremidade do inserto não é suficiente para causar a extrusão do cavaco. Já o efeito do ângulo de folga foi pouco significativo e certo aumento da rugosidade foi verificado apenas para o ângulo de 11° combinado aos raios de ponta de 0,4 mm e 1,2 mm.

Figura 24 - Rugosidade média Ra obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta

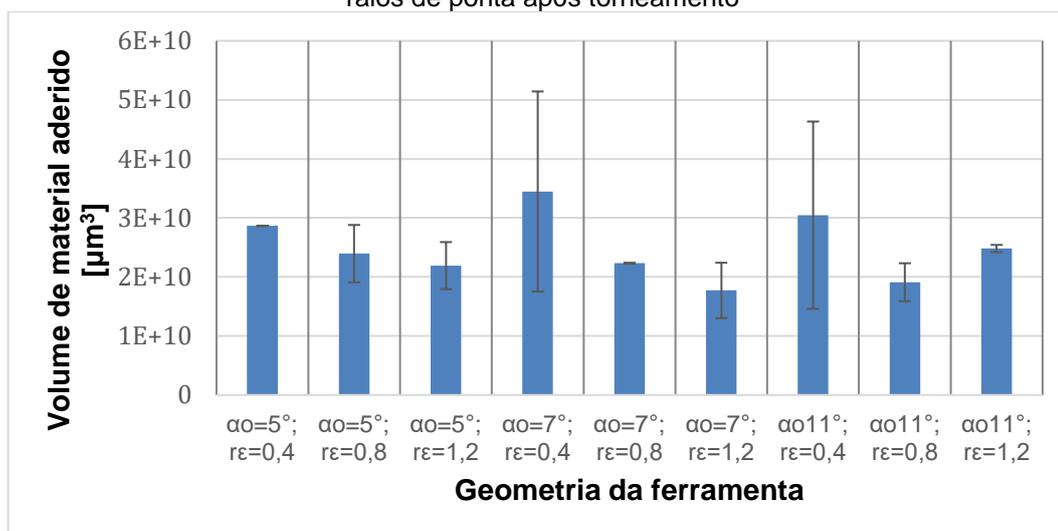


Fonte: Autor (2021).

Considerando um ângulo de saída constante (nulo, neste caso), o aumento do ângulo de folga leva a uma redução do ângulo de cunha, o que torna a ferramenta mais afiada e reduz o contato de sua superfície de folga com a peça. Tendo em vista o baixo módulo de elasticidade do material usinado, esperava-se que tal efeito tivesse sido positivo para a rugosidade, mas pode ter sido contrabalançado pela maior dificuldade do fluxo de cavaco sobre a aresta nestes casos, o que é demonstrado pelo volume de material aderido na ferramenta (Figura 25), que segue aproximadamente o mesmo comportamento da rugosidade.

Além disso, cabe destacar a morfologia do cavaco nestes casos (Figura 23), que apresentou bandas fragmentadas (mais intensas no caso com $\alpha_o = 11^\circ$ e $r_e = 0,4$ mm), reforçando a ocorrência de instabilidades.

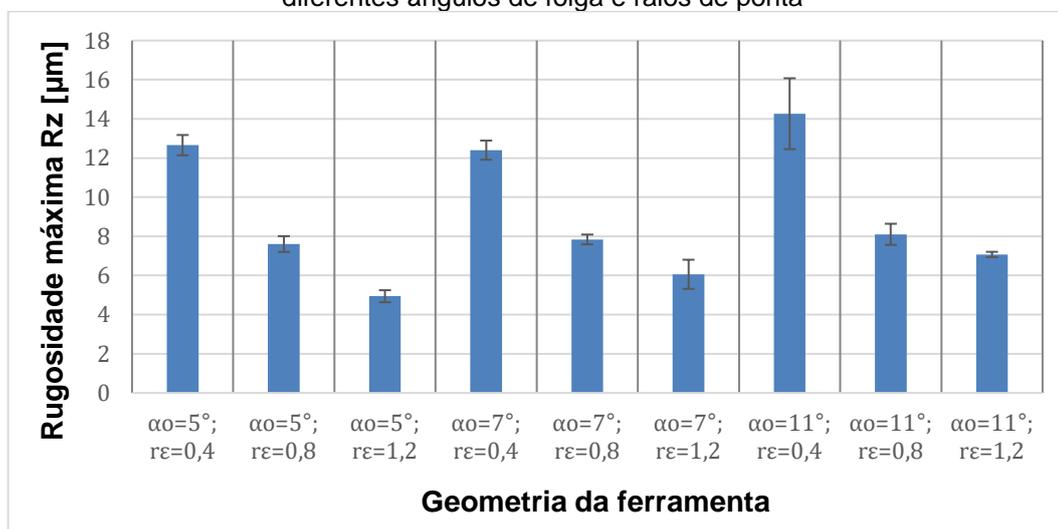
Figura 25 - Volume de material aderido sobre insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta após torneamento



Fonte: Autor (2021).

A rugosidade máxima R_z (Figura 26) apresentou comportamento similar ao obtido para R_a , sendo menores valores de rugosidade gerados por ferramentas com maiores raios de ponta. Da mesma forma, observa-se também pequeno aumento para o ângulo de folga de 11° combinado aos raios de ponta de 0,4 mm e 1,2 mm.

Figura 26 - Rugosidade máxima R_z obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta



Fonte: Autor (2021).

A partir destes dados, nota-se, novamente de maneira clara, a influência geométrica do perfil da ferramenta à superfície gerada. No entanto, quando se verifica a relação entre a rugosidade máxima teórica R_{th} ($= f^2 / 8 \cdot r_\epsilon$) e a rugosidade máxima R_z , percebe-se que a contribuição geométrica, em média, decresce com o aumento do ângulo de folga (Tabela 1), primeiro com uma redução aproximada de 6% (entre 5° e 7°) e depois de 10% (entre 7° e 11°).

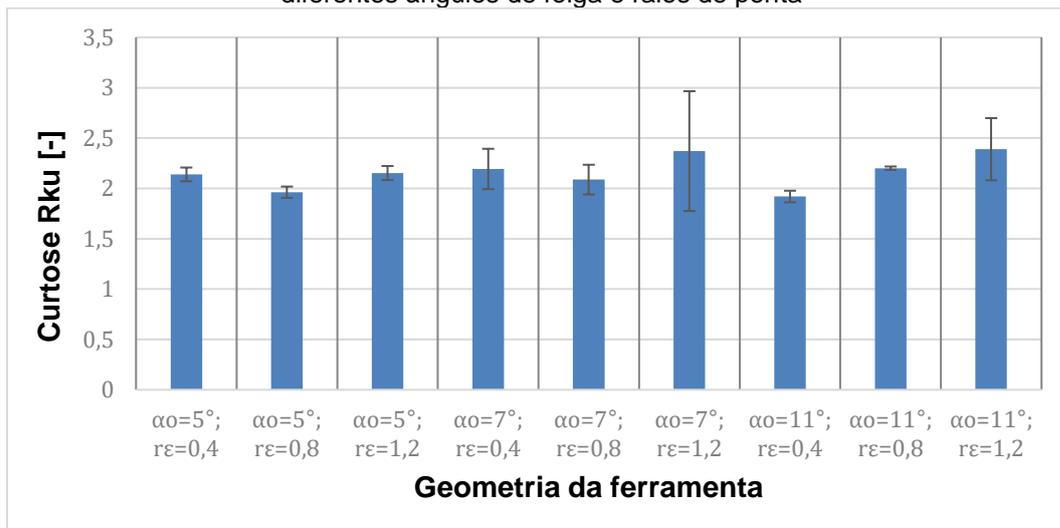
Tabela 1 - Relação entre rugosidade máxima teórica Rth e rugosidade máxima Rz

α_o [°]	5			7			11		
r_e [mm]	0,4	0,8	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,8	1,2
Rth [μm]	0,0125	0,0063	0,0042	0,0125	0,0063	0,0042	0,0125	0,0063	0,0042
Rz [μm]	12,6570	7,6052	4,9415	12,4010	7,8410	6,0595	14,2647	8,1012	7,0730
Rth / Rz [%]	0,0987	0,0821	0,0843	0,1008	0,0797	0,0688	0,0876	0,0771	0,0589

Fonte: Autor (2021).

Os resultados relacionados à curtose Rku podem ser observados na Figura 27, a qual destaca a predominância de achatamento do perfil de rugosidade ($Rku < 3$) para todas as condições da ferramenta, sem uma tendência específica. Isso demonstra que, independentemente da geometria da ferramenta (dentro da faixa testada), a superfície apresenta picos e vales achatados, o que reduz sua tendência ao crescimento inicial acelerado do desgaste, quando os picos são removidos por meio do primeiro contato com um segundo corpo.

Figura 27 - Valores de curtose Rku obtidos após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta

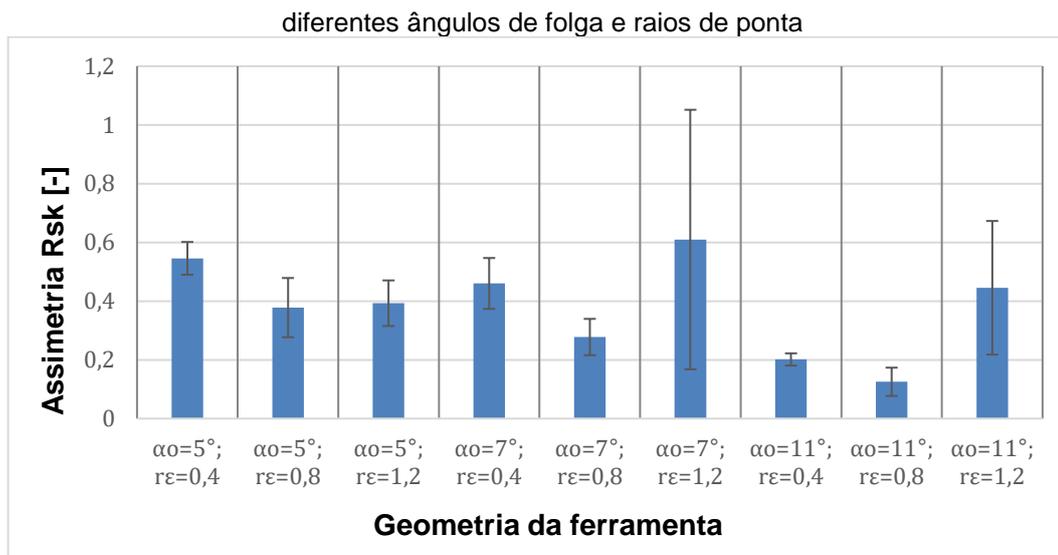


Fonte: Autor (2021).

A assimetria Rsk (Figura 28) também não apresentou comportamento regular, tendo seus valores médios, sempre positivos, oscilando entre aproximadamente 0,2 e 0,6. Novamente, tem-se uma menor importância do tipo de ferramenta aplicada para a obtenção da característica superficial discutida.

Tal resultado indica um perfil de rugosidade homogêneo (Rsk próximo a zero), com tendência à ocorrência de vales largos e picos mais estreitos, o que pode favorecer a estabilidade de fluidos lubrificantes entre superfícies em contato.

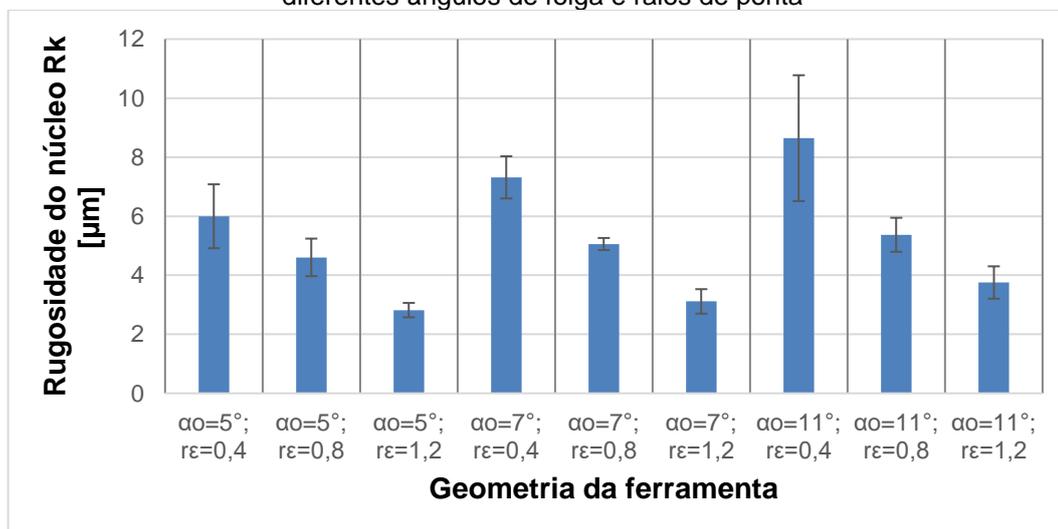
Figura 28 - Valores de assimetria Rsk obtidos após torneamento com insertos preparados com



Fonte: Autor (2021).

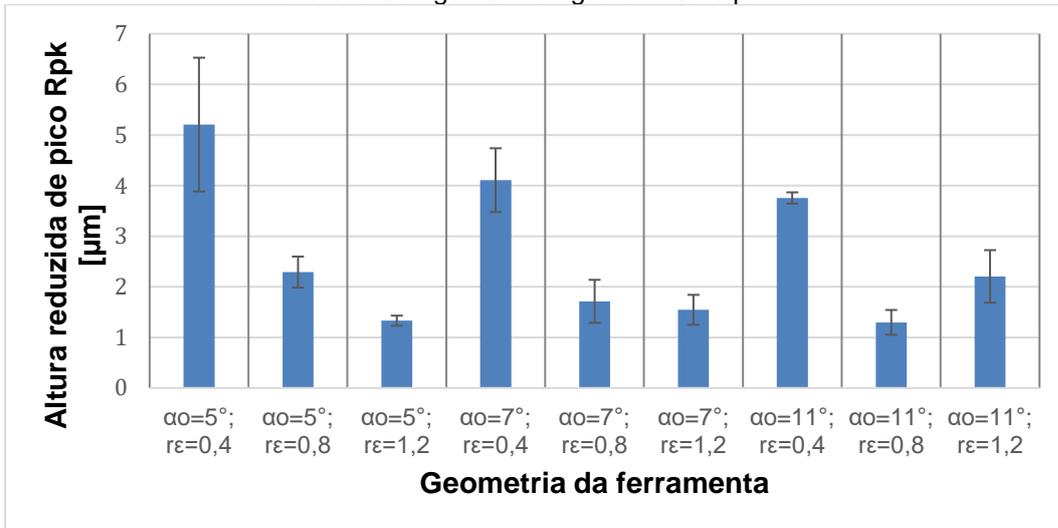
Na curva de Abbott-Firestone, a rugosidade do núcleo Rk representa a parte da superfície que suportará a incidência de cargas, a altura reduzida de pico Rpk, a parte que primeiro sofrerá desgaste com as cargas iniciais e a profundidade reduzida de vale Rvk, as regiões que podem contribuir com o acúmulo de lubrificantes. A influência da geometria da ferramenta sobre o comportamento destes parâmetros pode ser vista nas Figuras 29, 30 e 31.

Figura 29 - Rugosidade do núcleo Rk obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta



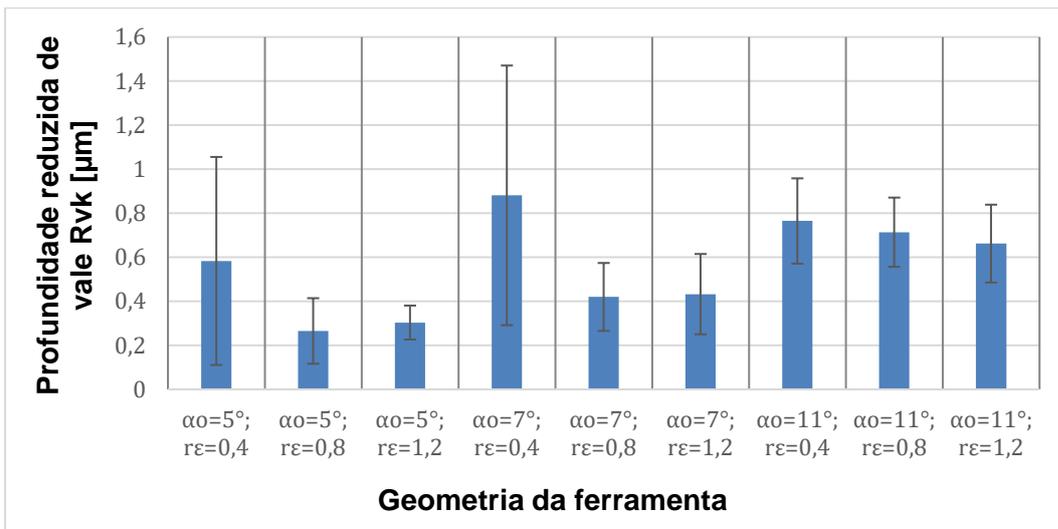
Fonte: Autor (2021).

Figura 30 - Altura reduzida de pico Rpk obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta



Fonte: Autor (2021).

Figura 31 - Profundidade reduzida de vale Rvk obtida após torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta



Fonte: Autor (2021).

De modo geral, notam-se valores reduzidos dos parâmetros de rugosidade para maiores raios de ponta, conforme já observado para as rugosidades média e máxima, sendo este resultado mais aderente àquele obtido para a rugosidade do núcleo (Figura 29). Este mesmo parâmetro traz ainda o efeito negativo do ângulo de folga de 11° combinado aos raios de ponta de 0,4 mm e 1,2 mm.

Para a altura reduzida de pico (Figura 30), no entanto, percebe-se um efeito contrário do ângulo de folga sobre a rugosidade. Maiores ângulos levaram a melhores superfícies, principalmente para os raios de ponta de 0,4 mm e 0,8 mm. Já para o raio de 1,2 mm, houve um aumento pouco expressivo da rugosidade. A profundidade

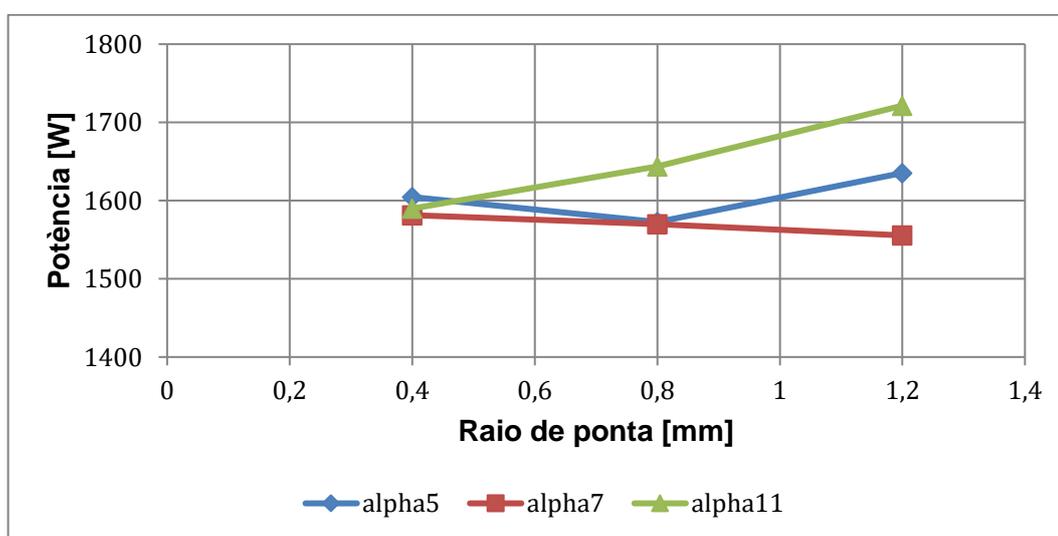
reduzida de vale (Figura 31) apresentou maior dispersão dos resultados e maiores rugosidades com o aumento do ângulo de folga apenas para os raios de 0,8 mm e 1,2 mm.

Com isso, percebe-se que o aumento da rugosidade relacionada ao maior ângulo de folga está associado ao aumento na profundidade dos vales, que predomina em relação à redução dos picos. Considerando-se que ferramentas com menores ângulos de cunha, ou seja, mais afiadas, possuem maior capacidade de remoção de material, favorece-se um corte mais regular na região dos picos, nas quais a espessura do cavaco é maior. Isso está de acordo com a ausência de deformações ou irregularidades na superfície, observada anteriormente (Figura 21). Na extremidade do inserto, onde se forma o vale, a espessura do cavaco tende a zero e o corte, assim como o fluxo de cavaco, é irregular. Assim, uma maior facilidade de remoção de material devido aos maiores ângulos de folga aliada à irregularidade do processo naquela região pode ter provocado maiores profundidades de vale.

4.3 POTÊNCIA DE CORTE

Com a intenção de se avaliar os esforços gerados pelos insertos preparados com diferentes geometrias e, assim, contribuir para a explicação dos fenômenos observados, foi medida a potência da máquina necessária para realização do corte nas diferentes condições, conforme mostrado na Figura 32.

Figura 32 - Potência obtida durante torneamento com insertos preparados com diferentes ângulos de folga e raios de ponta



Fonte: Autor (2021).

Para os ângulos de folga de 5° e 7° , a variação do raio de ponta entre 0,4 mm e 0,8 mm não causa efeito significativo sobre a potência, ao contrário do que ocorre para o raio de 1,2 mm, o qual, combinado com o menor ângulo de folga, gera maiores forças devido à maior área de contato entre ferramenta e peça.

Para o raio de 0,4 mm, o inserto com ângulo de folga de 11° apresenta valor similar aos demais, ou seja, para raios pequenos, a mudança do ângulo não altera a área de contato de forma significativa. Contudo, a taxa de crescimento da potência para os insertos com ângulo de folga de 11° e aumento raios de ponta é maior do que para os outros casos, o que demonstra maior remoção de material e possível vibração no processo, corroborando os resultados relacionados às maiores rugosidades.

5. CONCLUSÕES

O presente trabalho apresentou resultados da influência do ângulo de folga e do raio de ponta da ferramenta sobre as características superficiais da liga Ti-15Mo processada por torneamento. A partir deles, foram tiradas as seguintes conclusões:

- Após a retificação dos insertos, o aumento progressivo do raio de ponta e do ângulo de folga apenas mostrou diferenças significativas quanto à rugosidade Rz para $\alpha_o = 11^\circ$ combinado a $r_\epsilon = 0,8$ mm e $r_\epsilon = 1,2$ mm, sendo os maiores valores atribuídos ao aumento do comprimento de contato e, conseqüentemente, da espessura do cavaco. Em relação a Δr , a oscilação e a dispersão dos valores estão relacionadas à baixa capacidade de retenção dos grãos de WC;
- Após os testes de usinagem, não houve influência de aresta postiça de corte sobre a qualidade superficial das peças;
- A influência das diferentes geometrias da ferramenta sobre os parâmetros Ra e Rz obtidos nas peças de Ti-15Mo ocorre devido à contribuição geométrica do raio de ponta da ferramenta, sendo o efeito do ângulo de folga pouco significativo. Validando o que está estabelecido na literatura, menores valores de rugosidade são obtidos para maiores raios de ponta;
- Para todas as condições de ferramenta, notou-se a predominância de achatamento do perfil de rugosidade, tendo sido obtido, de modo geral, $Rku < 3$. Já Rsk , com valores próximos a zero, não demonstrou comportamento regular entre as diferentes ferramentas, indicando um perfil de rugosidade homogêneo, com tendência à ocorrência de vales largos e picos mais estreitos em todos os casos;
- Para os parâmetros de Abbott-Firestone, verificaram-se menores valores de rugosidade para os maiores raios de ponta, sendo este resultado mais aderente àquele obtido para a rugosidade do núcleo (Rk). O parâmetro Rpk apresentou menores valores com o aumento do ângulo de folga, principalmente para os raios de ponta de 0,4 mm e 0,8 mm, enquanto Rvk teve maior dispersão dos resultados e maiores valores com o aumento do ângulo de folga vinculado aos maiores raios de ponta (0,8 mm e 1,2 mm);
- Em relação à potência, os maiores valores foram alcançados para as ferramentas com $\alpha_o = 11^\circ$ e $r_\epsilon = 1,2$ mm, fato que pode ser atribuído a possíveis vibrações durante o processo, em função da maior remoção de material.

REFERÊNCIAS

- ALBREKTSSON, T. et al. Osseointegrated Titanium Implants: requirements for ensuring a long-lasting, direct bone-to-implant anchorage in man. **Acta Orthopaedica Scandinavica**, v. 52, n. 2, p. 155-170, 1981. <http://dx.doi.org/10.3109/17453678108991776>.
- ALBREKTSSON, T. et al. The interface zone of inorganic implants in vivo: titanium implants in bone. **Annals of Biomedical Engineering**, v. 11, n. 1, p. 1-27, 1983. <http://dx.doi.org/10.1007/bf02363944>.
- BLAU, P; LAWN, B. Microindentation Techniques in Materials Science and Engineering. **ASTM SPT 889**. West Conshohocken. 1985.
- ASTAKHOV, V. P. Surface Integrity – Definition and Importance in Functional Performance. In: DAVIM, J. P. (Ed.). **Surface Integrity in Machining**. London: Springer-Verlag, p. 1-32, 2010.
- BAGNO, A.; BELLO, C. D.J. Surface treatments and roughness properties of Ti-based biomaterials. **Journal of Materials Science: Materials in Medicine**, v. 15, n. 9, p. 935-949, 2004. <http://dx.doi.org/10.1023/b:jmsm.0000042679.28493.7f>.
- BIFANO, T. G.; DOW, T. A.; SCATTERGOOD, R. O. Ductile-Regime Grinding: a new technology for machining brittle materials. **Journal of Engineering for Industry**, v. 113, n. 2, p. 184-189, 1991. <http://dx.doi.org/10.1115/1.2899676>.
- BLATEYRON, F. The Areal Field Parameters. **Characterization of Areal Surface Texture**, p.15-43, 2013. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag. http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-36458-7_2.
- BOYER, R. R. Aerospace applications of beta titanium alloys. **The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society (TMS)**, v. 46, n. 7, p. 20-23, 1994. <http://dx.doi.org/10.1007/bf03220743>.
- BOYER, R. R.; BRIGGS, R. D. The Use of β Titanium Alloys in the Aerospace Industry. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 14, n. 6, p. 681-685, 2005. <http://dx.doi.org/10.1361/105994905x75448>.
- BROWN, M. et al. Quantitative characterization of machining-induced white layers in Ti-6Al-4V. **Materials Science and Engineering: A**, v. 764, p.1-14, 2019. <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2019.138220>.
- CASTELLANI, R. *et al.* Response of rat bone marrow cells to differently roughened titanium discs. **Clinical Oral Implants Research**, v. 10, n. 5, p. 369-378, 1999. <http://dx.doi.org/10.1034/j.1600-0501.1999.100504.x>.
- CHE-HARON, C.H. Tool life and surface integrity in turning titanium alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 118, n. 1-3, p. 231-237, 2001. [http://dx.doi.org/10.1016/s0924-0136\(01\)00926-8](http://dx.doi.org/10.1016/s0924-0136(01)00926-8).

CHE-HARON, C. H.; JAWAID, A. The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti–6% Al–4% V. **Journal of Materials Processing Technology**, [s.l.], v. 166, n. 2, p.188-192, 2005. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.08.012>.

CHEN, L.; EL-WARDANY, T. I.; HARRIS, W. C. Modelling the Effects of Flank Wear Land and Chip Formation on Residual Stresses. **CIRP Annals**, v. 53, n. 1, p.95-98, 2004. [http://dx.doi.org/10.1016/s0007-8506\(07\)60653-2](http://dx.doi.org/10.1016/s0007-8506(07)60653-2).

CHILDS, T. Adiabatic Shearing in Metal Machining. **CIRP Encyclopedia of Production Engineering**, p.1-8, 2016. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag. http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-35950-7_6392-4.

CONCHRA, D; et al. Attachment and Growth of Periodontal Cells on Smooth and Rough Titanium. **International Journal Oral Maxillofac Implants**. p. 289-297, 1994.

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**, v. 108, p. 323-330, 2020. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-020-05382-y>.

DAVIM, J. P. (Comp.). Prefácio. In: DAVIM, J. P. **Surface Integrity in Machining**. Aveiro: Springer-Verlag, 2009. p. 1-213.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 9. ed. São Paulo: Artliber, 2014.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Carlos: Edgard Blücher, 1970.

FIELD, M.; KAHLES, J. F.; KOSTER, W. P. Surface Finish and Surface Integrity. In: ASM. **Machining**. 16. p. 43-84, 1989.

GRIFFITHS, B. **Manufacturing Surface Technology: Surface Integrity & Functional Performance**. Londres: Kogan Page, 2001.

GRZESIK, W.; KRUSZYNSKI, B.; RUSZAJ, A. Surface Integrity of Machined Surfaces. In: DAVIM, J. P. (Ed.). **Surface Integrity in Machining**. Londres: Springer-Verlag, p. 144-179, 2010.

GUNAWARMAN et al. Fatigue Characteristics of Low Cost - Titanium Alloys for Healthcare and Medical Applications. **Materials Transactions**, v. 46, n. 7, p.1570-1577, 2005. <http://dx.doi.org/10.2320/matertrans.46.1570>.

GUO, B. et al. Precision grinding of binderless ultrafine tungsten carbide (WC) microstructured surfaces. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 64, n. 5-8, p. 727-735, 2012. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-012-4068-5>.

HEGEMAN, J. B. J. W.; HOSSON, J. T. M de; WITH, G. D. Grinding of WC–Co hardmetals. **Wear**, v. 248, n. 1-2, p. 187-196, 2001. <http://dx.doi.org/10.1016/s0043->

1648(00)00561-5.

HEGEMAN, J. B. J. W. et al. Fundamentals of grinding: surface conditions of ground WC-Co systems. **Transactions on Engineering Sciences**, v. 25, p. 371-380, 1999.

HOLMBERG, J. et al. Experimental and FEM-simulations of residual stresses from turning tests of a cylindrical Ti-6Al-4V shaft. **Procedia CIRP**, v. 71, p.144-149, 2018. <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2018.05.087>.

HUA, J.; SHIVPURI, R. Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 150, n. 1-2, p.124-133, 2004. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.01.028>.

HUGHES, J. I.; SHARMAN, A. R. C.; RIDGWAY, K. The Effect of Cutting Tool Material and Edge Geometry on Tool Life and Workpiece Surface Integrity. **Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 220, n. 2, p. 93-107, 2006. <http://dx.doi.org/10.1243/095440506x78192>.

JEELANI, S.; RAMAKRISHNAN, K. Subsurface plastic deformation in machining 6Al-2Sn-4Zr-2Mo titanium alloy. **Wear**, v. 85, n. 1, p.121-130, 1983. [http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648\(83\)90340-x](http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648(83)90340-x).

JOSHI, S. Dimensional inequalities in chip segments of titanium alloys. **Engineering Science and Technology, an International Journal**, v. 21, n. 2, p. 238-244, 2018. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jestch.2018.03.006>.

KEY, J. A. Bone atrophy and absorption. **International Journal of Orthodontia, Oral Surgery and Radiography**, v. 15, n. 10, p. 949-982, 1929. [http://dx.doi.org/10.1016/s0099-6963\(29\)90381-1](http://dx.doi.org/10.1016/s0099-6963(29)90381-1).

KOIZUMI, H. et al. Application of titanium and titanium alloys to fixed dental prostheses. **Journal of Prosthodontic Research**, v. 63, n. 3, p.266-270, 2019. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jprior.2019.04.011>.

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 2: grinding, honing, lapping**. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2009.

KOMANDURI, R.; VON TURKOVICH, B. F. New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys. **Wear**, v. 69, n. 2, p.179-188, 1981. [http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648\(81\)90242-8](http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648(81)90242-8).

KOMANDURI, R; HOU, Z. On thermoplastic shear instability in the machining of a titanium alloy (Ti-6Al-4V). **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 33, n. 9, p. 2995-3010, 2002. <http://dx.doi.org/10.1007/s11661-002-0284-1>.

LARSEN-BASSE, J. Binder extrusion in sliding wear of WC-Co alloys. **Wear**, v. 105, n. 3, p. 247-256, 1985. [http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648\(85\)90071-7](http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648(85)90071-7).

LEE, H.C.; GURLAND, J. Hardness and deformation of cemented tungsten carbide. **Materials Science and Engineering**, v. 33, n. 1, p. 125-133, 1978.

[http://dx.doi.org/10.1016/0025-5416\(78\)90163-5](http://dx.doi.org/10.1016/0025-5416(78)90163-5).

LINCKS, J. et al. Response of MG63 osteoblast-like cells to titanium and titanium alloy is dependent on surface roughness and composition. **The Biomaterials: Silver Jubilee Compendium**, p. 147-160, 1998. <http://dx.doi.org/10.1016/b978-008045154-1.50019-8>.

MACHINABILITY DATA CENTER. **Machining Data Handbook**, Machining data center, v. 2, p. 18-39/18-136, 1980.

MACHADO, Á. R. et al. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: Blucher, 2009.

MARTINS, J. R. S. et al. Preparation and characterization of Ti-15Mo alloy used as biomaterial. **Materials Research**, [s.l.], v. 14, n. 1, p.107-112, 2011. <http://dx.doi.org/10.1590/s1516-14392011005000013>.

MELKOTE, S. N. et al. A physically based constitutive model for simulation of segmented chip formation in orthogonal cutting of commercially pure titanium. **CIRP Annals**, v. 64, n. 1, p.65-68, 2015. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2015.04.060>.

NABHANI, F. Machining of aerospace titanium alloys. **Robotics And Computer-integrated Manufacturing**, v. 17, n. 1-2, p.99-106, 2001. [http://dx.doi.org/10.1016/s0736-5845\(00\)00042-9](http://dx.doi.org/10.1016/s0736-5845(00)00042-9).

NG, H. P. et al. Age-hardening behaviour of two metastable beta-titanium alloys. **Materials Science and Engineering A**, v. 527, n. 26, p. 7017-7026, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.07.055>

NIINOMI, M. et al. Corrosion wear fracture of new - type biomedical titanium alloys. **Materials Science and Engineering A**, v. 263, n. 2, p.193-199, 1999. [http://dx.doi.org/10.1016/s0921-5093\(98\)01167-8](http://dx.doi.org/10.1016/s0921-5093(98)01167-8).

NIINOMI, M. Mechanical biocompatibilities of titanium alloys for biomedical applications. **Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials**, v. 1, n. 1, p. 30-42, 2008. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmbbm.2007.07.001>.

NIINOMI, M. Recent research and development in titanium alloys for biomedical applications and healthcare goods. **Science and Technology of Advanced Materials**, v. 4, n. 5, p. 445-454, 2003. <http://dx.doi.org/10.1016/j.stam.2003.09.002>.

PETERS, M. et al. (Ed.). Structure and Properties of Titanium and Titanium Alloys. In: LEYENS, C.; PETERS, M. **Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications**. Weinheim: Wiley-vch Verlag Gmbh & Co. Kga, 2003. p. 1-35.

PIVOTTO, L.; ENDO, M.; VENTURA, C. E. H. Influência do ângulo de chanfro sobre a rugosidade gerada no torneamento de uma liga de titânio. In: **10º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**, 2019, São Carlos.

RICH, A.; HARRIS, A. K. Anomalous preferences of cultured macrophages for hydrophobic and roughened substrata. **Journal of Cell Science**, v. 50, p. 1-7, 1981.

SADIK, M. I.; CORONEL, E.; LATTEMANN, M. Influence of characteristic properties

of PCD grades on the wear development in turning of titanium alloy (Ti5Al5V5Mo3Cr). **Wear**, v. 426-427, p.1594-1602, 2019. <http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.012>.

SALCEDO, M. C.; CORAL, I. B.; OCHOA, G. V. Characterization of surface topography with Abbott Firestone curve. **Contemporary Engineering Sciences**, v. 11, n. 68, p. 3397-3407, 2018. <http://dx.doi.org/10.12988/ces.2018.87319>.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. **Metal Cutting Theory and Practice**. 3. ed. Londres: Taylor & Francis, 2016.

SUN, J. et al. Research on surface integrity of turning titanium alloy TB6. **Procedia CIRP**, v. 71, p. 484-489, 2018. <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2018.05.028>.

SUN, S.; BRANDT, M.; DARGUSCH, M. S. Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 7-8, p. 561-568, 2009. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.02.008>.

TABORELLI, M. et al. Influence of surface treatments developed for oral implants on the physical and biological properties of titanium. (I) Surface characterization. **Clinical Oral Implants Research**, v. 8, n. 3, p. 208-216, 1997. <http://dx.doi.org/10.1034/j.1600-0501.1997.080307.x>.

THOMAS, K. A.; COOK, S. D. An evaluation of variables influencing implant fixation by direct bone apposition. **Journal of Biomedical Materials Research**, v. 19, n. 8, p. 875-901, 1985. <http://dx.doi.org/10.1002/jbm.820190802>.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4. ed. Butterworth–Heinemann, 2000.

VENTURA, C. E. H.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. Strategies for grinding of chamfers in cutting inserts. **Precision Engineering**, v. 38, p. 749-758, 2014. <http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2014.04.002>

ZELWER, O.; MALKIN, S. Grinding of WC-Co Cemented Carbides. **Journal of Engineering for Industry**, v. 102, n. 3, p. 209-220, 1980. <http://dx.doi.org/10.1115/1.3183856>.

ZLATIN, N.; FIELD, M. Procedures and Precautions in Machining Titanium Alloys. **Titanium Science and Technology**, p. 489-504, 1973. http://dx.doi.org/10.1007/978-1-4757-1346-6_37.