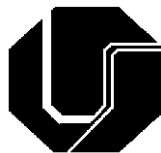


**MAKSYM ZIBEROV**

**MICROFRESAMENTO DA LIGA Ti-6Al-4V COM  
MICROFERRAMENTAS COM DIFERENTES  
REVESTIMENTOS E APLICAÇÃO DE MQL**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2018

**MAKSYM ZIBEROV**

**MICROFRESAMENTO DA LIGA Ti-6Al-4V COM  
MICROFERRAMENTAS COM DIFERENTES  
REVESTIMENTOS E APLICAÇÃO DE MQL**

**Tese** apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva (UFU-Brasil)

Coorientador: Prof. Dr. Wayne N. P. Hung (TAMU-EUA)

**UBERLÂNDIA - MG**

**2018**

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)  
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

---

Z64m Ziberov, Maksym, 1990-  
2018 Microfresamento da liga Ti-6Al-4V com microferramentas com diferentes revestimentos e aplicação de MQL / Maksym Ziberov. - 2018. 121 f. : il.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.

Coorientador: Wayne N. P. Hung.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2018.772>

Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Microusinagem - Teses. I. Silva, Márcio Bacci da, 1964- II. Hung, Wayne N. P. III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

---

CDU: 621

Maria Salete de Freitas Pinheiro – CRB6/1262



SERVIÇO PÚBLICO FEDERAL  
MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
MECÂNICA



ATA DE DEFESA DE TESE  
NÚMERO DE ORDEM: 243  
DATA: 23/04/2018

Às dez horas do dia vinte e três de abril de dois mil e dezoito, no Anfiteatro D do Bloco 50, Campus Santa Mônica, reuniu-se a Banca Examinadora composta pelos Professores Dr. Marcio Bacci da Silva (orientador), Dr. Arthur Alves Fiocchi e, Dra. Rosenda Valdés Arencibia da Universidade Federal de Uberlândia, Dr. Marcelo Araújo Câmara da Universidade Federal de Minas Gerais e, Dr. Anselmo Eduardo Diniz da Universidade Estadual de Campinas, sob a presidência do primeiro, desenvolver o processo de avaliação da tese intitulada **“Microfresamento da Liga Ti-6Al-4V com Microferramentas com diferentes Revestimentos e Aplicação de MQL”**, apresentada pelo aluno **MAKSYM ZIBEROV**, matrícula número **11413EMC018**, em complementação aos requisitos determinados pelo Regimento do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica para obtenção do título de Doutor. Após discorrer sobre seu trabalho, o candidato foi arguido pelos membros da Banca, diante das comunidades universitária e externa. Em seguida, a tese foi avaliada em seção privada pelos membros da Banca que, ao encerrar o processo, consideraram-na:

- ( ) Aprovada  
 Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação do orientador.  
( ) Aprovada com modificações a serem submetidas para a aprovação da banca.  
( ) Reprovada

conferindo ao aluno, em caso de aprovação, o título de Doutor em Engenharia Mecânica, **Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação, Linha de Pesquisa: Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)**. As demandas complementares observadas pelos examinadores deverão ser satisfeitas no prazo máximo de 30 dias, para dar validade a esta aprovação. Para constar, lavrou-se a presente ata, que vai assinada pelo presidente e demais membros da Banca.

**Assinaturas:**

Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva (orientador)

UFU

Prof. Dr. Arthur Alves Fiocchi

UFU

Profa. Dra. Rosenda Valdés Arencibia

UFU

Prof. Dr. Marcelo Araújo Câmara

UFMG

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

UNICAMP

Uberlândia, 23 de abril de 2018

*Присвячую цю роботу моїм найріднішим людям,  
моїм батькам Галині та Леоніду та всій моїй родині!*

**«Слава Україні! Героям слава!»**

## AGRADECIMENTOS

A Deus.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva, pela orientação, ensinamento, credibilidade e, acima de tudo, pela amizade e paciência.

Agradeço ao meu coorientador Prof. Dr. Wayne N. P. Hung, pelo conhecimento transmitido, pelo fornecimento das microferramentas revestidas, fluido de corte e sistema de MQL.

Aos Prof. Dr. Álisson Rocha Machado, Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva, Prof. Dr. Eder Silva Costa, Prof. Dr. Arthur Alves Fiocchi, Prof. Dr. Washington Martins da Silva Junior e Profa. Dra. Rosenda Valdés Arencibia pelos ensinamentos nas áreas de usinagem, tribologia e metrologia.

Ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia pela oportunidade.

À CAPES, CNPq e FAPEMIG pelo essencial apoio financeiro (à CAPES pela bolsa de doutorado março/2014 – agosto/2017).

Ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), Laboratório de Usinagem Convencional (LUC), Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), Laboratório de Metrologia Dimensional (LMD) e Laboratório de Soldagem (LAPROSOLDA) pelo apoio técnico e laboratorial.

À empresa UTEC - Universal Technology Engineering Corporation Eireli - ME (UTEC Engenharia).

E a todos que de uma forma ou de outra contribuíram para a minha formação profissional, acadêmica, pessoal e minha namorada Déborah pelo apoio e inspiração.

ZIBEROV, M. **Microfresamento da Liga Ti-6Al-4V com Microferramentas com Diferentes Revestimentos e Aplicação de MQL**. 2018. 121 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.

### Resumo

As ligas de titânio apresentam uma excelente combinação de resistência e tenacidade, baixa densidade, elevada resistência à corrosão e à oxidação, além de não serem tóxicas e serem biocompatíveis. Estas características as tornam uma alternativa amplamente utilizada na área de bioengenharia. A liga Ti-6Al-4V é a mais utilizada no mercado, representando cerca de 50% das aplicações. O objetivo deste trabalho é estudar o desempenho de microfresas de 152,4  $\mu\text{m}$  de diâmetro com diferentes revestimentos para o microfresamento desta liga, bem como os efeitos da aplicação de mínima quantidade de lubrificação. O desempenho das microferramentas foi avaliado a partir do desgaste, dos mecanismos de desgaste e avarias da microferramenta, da formação de rebarbas, de aspectos quantitativos e qualitativos a superfície usinada incluindo a rugosidade e da análise visual utilizando microscopia eletrônica de varredura. Os resultados mostraram que o revestimento de DLC tem uma grande influência na vida da microferramenta e nas rebarbas formadas. A aplicação de fluido de corte tem efeito na qualidade das peças usinadas, tanto em termos de melhoria qualitativa da superfície, quanto em termos de rugosidade. As dimensões das rebarbas formadas dependem das condições de corte, podendo ter dimensões relativas muito maiores do que as da macrousinagem. O arredondamento do raio de aresta e o desgaste de flanco são os tipos de desgaste predominantes nas microferramentas. O melhor desempenho foi obtido pela microferramenta revestida de DLC nas condições a seco, apresentando aumento de 640% e 267% quando comparado à microferramenta revestida de TiAlN e à sem revestimento, respectivamente. Isto ocorreu devido às excelentes propriedades do revestimento DLC. De forma geral, o microfresamento a seco apresentou melhores resultados em termos de aumento da vida das microferramentas e redução da altura das rebarbas. Na microusinagem a seco, com os parâmetros utilizados neste trabalho, aparece o fenômeno da APC para todas as microferramentas. Este fenômeno protege a cunha cortante contra desgaste acelerado. Em função das baixas velocidades de corte inerentes ao processo e do pequeno diâmetro da microferramenta, a APC tem efeito positivo na vida da microfresa.

---

*Palavras Chave: Microfresamento, Ti-6Al-4V, DLC, TiAlN, MQL, Aresta Postiça de Corte*

ZIBEROV, M. **Micromilling of Ti-6Al-4V Alloy with Micro Tools with Different Coatings and MQL Application**. 2018. 121 p. Ph.D. Thesis, Federal University of Uberlandia, Brazil.

### **Abstract**

Titanium alloys have an excellent combination of strength and toughness, low density, high resistance to corrosion and oxidation, besides being non-toxic and biocompatible. These characteristics make them a widely used alternative for the bioengineering field. Ti-6Al-4V titanium alloy is the most used in the market, accounting for about 50% of the total titanium applications. The objective of this work is to study the performance of micro tools 152.4  $\mu\text{m}$  in diameter with different coatings for micromilling of this alloy, as well as the effects of applying minimum quantity of lubrication. Was analyzed the wear, the mechanisms of wear and damage of the micro tool, the formation of burrs, and quantitative and qualitative aspects of the machined surface, such as roughness and scanning electron microscopy, respectively. The results show that the DLC coating has a great effect on the life of the micro tool and the burrs formed. The application of cutting fluid has an effect on the quality of the machined parts, both in terms of qualitative improvement of the surface and in terms of roughness. The dimensions of the burrs formed depend on the cutting conditions, and may have relative dimensions much larger than those of macromilling. Cutting edge rounding, tip wear, and flank wear are the predominant types in microtools. The best performance was that of the DLC coated micro tool under dry conditions, presenting an increase of 640% and 267% when compared to the TiAlN coated microtool and the uncoated microtool, respectively. This is due to the excellent properties of the DLC coating. Dry micromachining showed better results in terms of microtool life and burr height. In dry micromachining with the parameters used in this work, built up edge phenomenon appears for all micro tools, this phenomenon protects wedge against accelerated wear. Due to the low cutting speeds inherent to the process and the small diameter of the micro tool, the built up edge has a great effect on the life of the micromilling.

---

*Keywords: Micromilling, Ti-6Al-4V, DLC, TiAlN, MQL, Built Up Edge*



**ЗІБЕРОВ, М. Л. Мікрофрезування Сплаву Ti-6Al-4V Мікроінструментами з Різними Покриттями та Застосуванням Лубриканту з Мінімальним Вмістом.** 2018. 121 стр. Докторська Дисертація. Федеральний Університет Уберландії, Бразилія.

#### **Анотація** (resumo em ucraniano)

Титанові сплави мають наступні властивості – поєднання міцності і ударної в'язкості, низьку щільність, високу стійкість до корозії і окислення, а також нетоксичні і біосумісні, ці характеристики роблять їх широко використовуваними в області біоінженерії. Сплав Ti-6Al-4V є найбільш використовуваним у світовій промисловості (близько 50% застосування). Метою даної роботи є дослідження характеристик мікроінструменту діаметром 152,4 мкм з різними покриттями під час мікрофрезування сплаву Ti-6Al-4V, а також впливу (або результату) застосуванням техніки мінімальної кількості змащення (МКЗ). Проаналізовано зношення мікрофрези, механізмів зносу і пошкодження мікроінструмента, формування задирок, а також аспекти (властивості) оброблюваної поверхні, такі як шорсткість поверхні. Результати показують, що покриття має великий вплив на термін експлуатації мікроінструменту та зменшує утворення задирок. Застосування лубриканту в мінімальній кількості впливає на якість поверхні деталей, що обробляються, як з точки зору візуального поліпшення поверхні, так і з точки зору зменшення шорсткості. Розміри утворених задирок залежать від умов різання, і можуть мати відносно великі розміри, значно більші, ніж при макрооброці деталей. Найчастіший тип зношення в мікроінструментах – це округлення ріжучих країв, знос наконечників та знос флангу. Найбільша продуктивність встановлена для мікроінструменту з алмазоподібним покриттям (DLC) без змащування, демонструючи збільшення на 640% і 267% у порівнянні з покриттям TiAlN і мікроінструменту без покриття. Це пов'язано з властивостями покриття, низьким коефіцієнтом тертя, високою твердістю і високою термічною стійкістю. Загальне порівняння мікрофрезування мікроканалів без застосування лубриканту показало кращі результати з точки зору тривалості життя мікрофрези та висоти задирок. В сухій мікрооброці феномен наросту з'являється у всіх мікроінструментах, це явище зумовлює захист ріжучого краю від прискореного зношення. Завдяки низькій швидкості обробки і малого діаметра мікроінструменту, феномен наросту має великий вплив на тривалість життя мікрофрези.

---

*Ключові Слова: Мікрофрезування, Ti-6Al-4V, DLC, TiAlN, МКЗ, Наріст*

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A	Área de corte
$a_e$	Penetração de trabalho
AlCrN	Nitreto de alumínio e cromo
AlCrTiN	Nitreto de alumínio, cromo e titânio
$a_p$	Profundidade de corte
APC	Aresta postiça de corte
CBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
CrN	Nitreto de cromo
CrTiAlN	Nitreto de cromo, titânio e alumínio
CVD	<i>Chemical vapor deposition</i>
D1	Desgaste 1
D2	Desgaste 2
DLC	<i>Diamond-like carbon</i>
EDS	Espectroscopia de energia dispersiva
$F_c$	Força de corte
$f_c$	Avanço de corte
$f_z$	Avanço por dente
GPL	<i>Graphene platelets</i>
h	Espessura de corte
h'	Espessura de cavaco
$k_s$	Pressão específica de corte
MD	Metal duro
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
$R_a$	Rugosidade aritmética média
$R_c$	Grau de recalque do cavaco
$r_\epsilon$	Raio de ponta da microferramenta
rpm	Rotação por minuto
$R_t$	Altura total do perfil
$R_z$	Altura máxima do perfil
TiAlN	Nitreto de titânio e alumínio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
VB	Desgaste de flanco médio
$V_c$	Velocidade de corte
$V_f$	Velocidade de avanço da mesa
$x_r$	Ângulo de posição da microferramenta

## SUMÁRIO

<b>CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO</b> .....	1
1.1 Motivação .....	4
1.2 Originalidade .....	4
1.3 Justificativa .....	5
1.4 Objetivo do trabalho .....	5
1.5 Estado de hipótese .....	5
<b>CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	6
2.1 Condição de corte para microusinagem .....	7
2.2 Mínima espessura de corte .....	10
2.3 Microferramentas .....	11
2.4 Desgaste .....	15
2.5 Fluido de corte em microusinagem .....	20
2.6 Formação de rebarbas .....	22
2.7 Força de corte .....	27
2.8 Acabamento da peça .....	33
2.9 Temperatura .....	35
2.10 Propriedades do titânio e suas ligas .....	38
<b>CAPÍTULO III - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL</b> .....	40
3.1 Caracterização do material .....	40
3.2 Fixação e preparação do corpo de prova .....	42
3.3 Microferramentas .....	44
3.4 Equipamentos utilizados .....	45
3.5 Posicionamento da microferramenta .....	47
3.6 Parâmetros de corte .....	48
3.7 Medições .....	49
<b>CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	53
4.1 Desgaste da microferramenta .....	53
4.2 Mecanismo de desgaste .....	66
4.3 Formação de rebarbas e cavacos .....	72
4.4 Caracterização da superfície usinada .....	82
4.5 Topografia superficial .....	92
4.6 Análise geral .....	96
<b>CAPÍTULO V - CONCLUSÕES</b> .....	98
<b>CAPÍTULO VI - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b> .....	100
<b>REFERÊNCIAS</b> .....	101
<b>ANEXO A</b> .....	120

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

A microusinagem é aplicada não somente na ciência e tecnologia, mas também na arte (ZIBEROV, 2017). O termo “*micro*” é muito comum em diversos campos industriais (ATTANASIO et al., 2013). De fato, nas últimas décadas, a introdução de novas tecnologias de fabricação de peças de ultraprecisão permitiu o início do desenvolvimento de processos de microusinagem. Apesar da novidade, o estado da arte e as tendências dessas técnicas de trabalho já haviam sido considerados e publicados há mais de trinta anos por Taniguchi (1983).

Masuzawa (2000) comentou que processos de microusinagem, *micromachining* na língua inglesa, podem ser classificados com base nos fenômenos que provocam a remoção do material. Meijer et al. (2002) e Fleischer; Buchholz; Weule (2003) mencionaram que vários microprodutos são utilizados na indústria mecânica, por exemplo: engrenagens de relógio, microtransmissores e micromatrizes.

A microusinagem é amplamente definida como sendo a operação de fabricação em que a microferramenta varia em dimensões na faixa de 1  $\mu\text{m}$  a 1 000  $\mu\text{m}$ . A Figura 1.1.1 apresenta uma microbroca como exemplo. Estas microferramentas estão ganhando popularidade por causa da eficiência de usinagem (RAHMAN et al., 2005 e ASAD et al., 2007). Por outro lado, o termo microengenharia também pode ser utilizado para se referir à fabricação de produtos cuja funcionalidade, ou pelo menos uma de suas dimensões esteja em escala micrométrica ( $\mu\text{m}$ ). Alting et al. (2003) e Hessel; Lowe; Schonfeld (2005) destacaram que a miniaturização é uma tendência recente em ciências biológicas, bem como em tecnologias de microusinagem.

Woon et al. (2008a) apontaram que a microusinagem pode ser considerada diferente da usinagem convencional, porém os princípios que as regem como plasticidade (TRESKA, 1878) e a tribologia da região cavaco/ferramenta (MALLOCK, 1881) permanecem inalterados. Friedrich (2002) diz que a microusinagem tem várias diferenças em relação à usinagem convencional, mas também possuem similaridades. Alguns pesquisadores

consideram essa similaridade como uma vantagem no processo de microfresamento, pois o processo convencional já é amplamente conhecido.

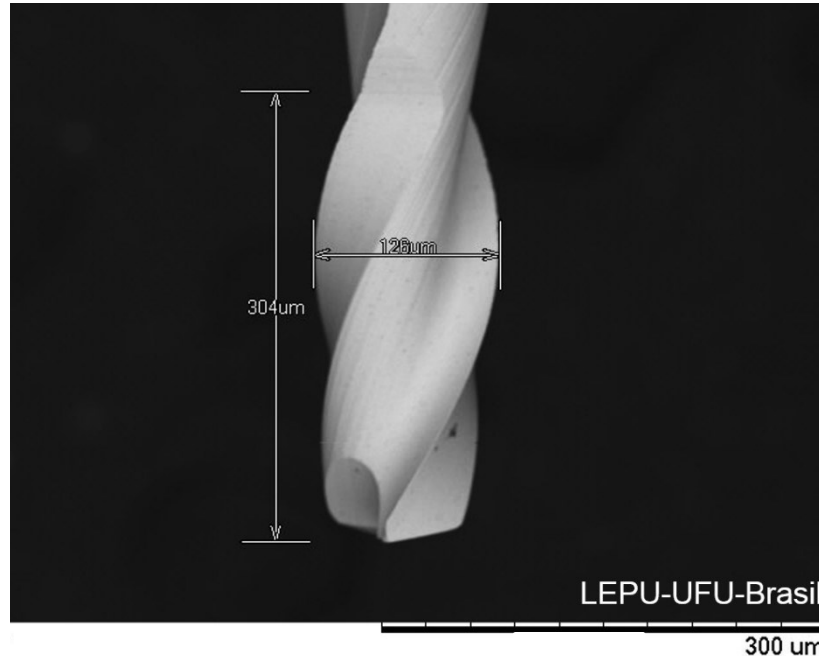


Figura 1.1.1 – Dimensões da microbroca com diâmetro de 126 μm (ZIBEROV et al., 2016a)

Byrne; Dornfeld; Denkena (2003) apontaram que valores de rugosidade superficial  $R_a$  de aproximadamente 5 nm podem ser atingidos na microusinagem de componentes com dimensões na faixa de 1 μm. A nanotecnologia é definida pela comunidade de engenharia de manufatura como sendo o projeto ou manufatura de artefatos na faixa de 0,1 nm a 100,0 nm.

Um processo é considerado microusinagem quando o tamanho do grão do material a ser usinado, e a espessura do cavaco não cisalhado são próximos do valor do raio da aresta da microferramenta utilizada. Devido a esta característica, não se pode fazer analogia aos fenômenos envolvidos nos processos de fabricação tradicionais (macrousinagem) com os processos de microusinagem apenas utilizando um fator de escala. Para cada fenômeno (força e potência de corte, temperatura durante a usinagem, formação de rebarba etc.) é necessária uma análise individual e detalhada para que conclusões a respeito do comportamento destes durante o processo envolvido possam ser formuladas.

Özel; Liu; Dhanorker (2007) relatam que o aumento na popularidade da microusinagem mecânica despertou o interesse de pesquisadores para o estudo do processo de microfresamento visando melhorar a sua produtividade e também entender como esse processo se difere do convencional.

Masuzawa e Tönshoff (1997) comentam que o processo de microusinagem é uma forma de usinagem de precisão. De acordo com Chae; Park; Freiheit (2006), a microusinagem mecânica é o método de fabricação para a criação de dispositivos e componentes miniaturizados, com características que variam de dezenas de micrometros a alguns milímetros de dimensão, como ilustrado na Figura 1.1.2. Weck; Fischer; Vos (1997) dizem que uma das principais vantagens da microusinagem mecânica é a sua flexibilidade.

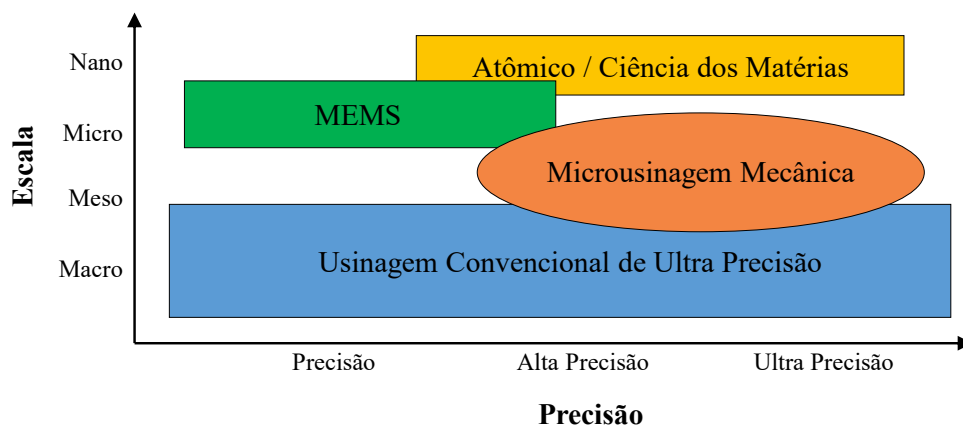


Figura 1.1.2 – Escala dimensional de processos de usinagem e sua precisão (adaptado de CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006)

Jackson (2006, p.114) comenta que a operação de microfresamento em alta velocidade pode ser uma grande promessa na criação de micro e nano texturas em superfícies de materiais de engenharia. Lee e Dornfeld (2004) apontam que a diminuição do diâmetro da ferramenta requer uma rotação mais elevada para atingir velocidades de corte normalmente recomendadas para um processo convencional. A rotação da microferramenta de corte pode chegar a 1 000 000 rpm em comparação com velocidades de corte convencionais de cerca de 30 000 rpm. A alta rotação da microferramenta permite utilizar alta velocidade de corte, o que reduz as forças de corte, produzindo uma melhor qualidade de corte evitando a necessidade de processamentos posteriores.

Dentro da microusinagem mecânica destacam-se atualmente os processos: microtorneamento (*microturning*, da literatura inglesa), microfuração (*microdrilling*), microrretificação (*microgrinding*) e microfresamento (*micromilling*).

Microusinagem é aplicada em diferentes áreas, por exemplo (VENKATESH et al., 2017):

- MEMS – sistemas microeletromecânicos.
- Aeroespacial (fabricação de microfuros para o arrefecimento das paletas de turbinas e bicos injetores de combustível).

- Automotivo (bico de injeção de combustível).
- Biomédica (implantes, dispositivos de cirurgia e laboratório em *chips - lab on chips*).
- Eletrônica (microsensores e microatuadores).

Robinson; Jackson; Whitfield (2007) acrescentam que o microfresamento não pode ser assumido apenas como uma diminuição da escala e que todas as características do processo convencional irão diminuir da mesma forma. No microfresamento, por exemplo, é necessário que o diâmetro da haste da microferramenta supere o diâmetro de sua região útil em mais de 10 vezes, visando uma rigidez maior da microferramenta (Figura 1.1.3).



Figura 1.1.3 – Fresa convencional com diâmetro de 6 000  $\mu\text{m}$  e uma microfresa com diâmetro de 200  $\mu\text{m}$  (BISSACCO, 2004 *apud* BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005)

### 1.1 Motivação

Microusinagem é uma área relativamente recente de pesquisa, especialmente no Brasil. São poucas universidades e centros de pesquisa que estão desenvolvendo pesquisa nesta área. A influência dos revestimentos no desempenho dos processos carece de pesquisas, análises e resultados experimentais.

### 1.2 Originalidade

As microferramentas utilizadas tiveram os revestimentos exclusivamente depositados para este trabalho, TiAlN e DLC, e não são microferramentas comerciais. Na literatura foram encontrados alguns trabalhos sobre microfresamento de titânio, porém não com microferramentas de diâmetro 152,4  $\mu\text{m}$ . Existem ainda poucos trabalhos sobre microusinagem no país e no mundo, esta tese poderá contribuir com esta área.

### **1.3 Justificativa**

Os processos de microusinagem conquistam cada vez mais o seu espaço na indústria de alta precisão. No entanto, os fenômenos envolvidos no processo em microescala ainda são pouco estudados e compreendidos. Portanto, a influência dos parâmetros de processo como: velocidade de corte, avanço (por dente), profundidade de corte, penetração de trabalho e revestimento da microferramenta ainda precisam ser mais bem avaliados para uma utilização mais adequada do processo.

### **1.4 Objetivo do trabalho**

O objetivo deste trabalho é estudar o desempenho de microfresas com diferentes revestimentos (TiAlN e DLC) para microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Entender sua influência, bem como os efeitos da aplicação de mínima quantidade de lubrificação (MQL), em fenômenos como o desgaste, os mecanismos de desgaste e avarias da microferramenta, a formação de rebarbas, e aspectos quantitativos e qualitativos da superfície usinada, como rugosidade e análise visual por meio de microscopia eletrônica de varredura, respectivamente.

### **1.5 Estado de hipótese**

O uso de microfresas de metal duro revestidas de 152,4  $\mu\text{m}$  de diâmetro e a aplicação de mínima quantidade de lubrificação devem influenciar positivamente a usinabilidade no processo de microfresamento da liga de Ti-6Al-4V.



## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A primeira ideia de máquinas em miniatura é atribuída a Richard Feynman, que fez uma apresentação influente sobre o tema em 1959 (FEYNMAN, 1992). Nesta palestra, Richard Feynman quase antecipa a tecnologia que se tornou sinônimo de miniaturização.

Em 1969 o ucraniano Mykola Syadristy produziu o menor tabuleiro de xadrez do mundo. O diâmetro médio das peças de xadrez é de  $14\ \mu\text{m}$ . As dimensões são tão pequenas que o tabuleiro com as peças foi posicionado sobre uma seção de um fio de cabelo humano. A menor peça do jogo, um peão, ainda hoje é o menor produto já fabricado manualmente, feito pelo próprio Mykola Syadristy, que pode ser observado na Figura 2.0.1, na qual o diâmetro da base da peça é de  $6\ \mu\text{m}$ , sua altura é de  $8\ \mu\text{m}$  e o diâmetro de sua parte superior é de  $2\ \mu\text{m}$ , alguns microrganismos são maiores do que esta peça.

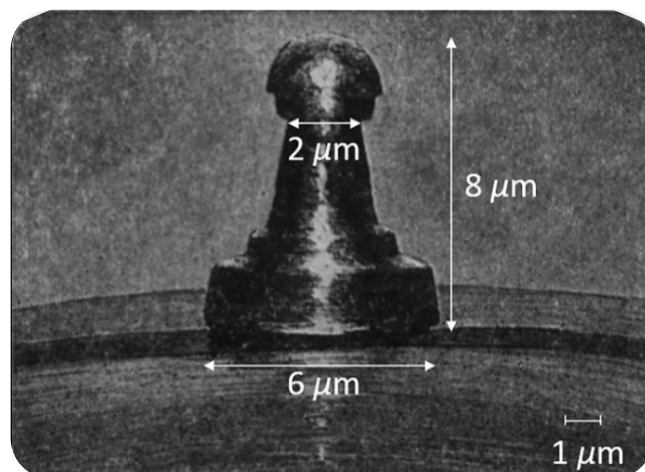


Figura 2.0.1 – Peça de xadrez colocado na ponta de agulha de costura. O volume da peça é mais de  $3 \times 10^6$  vezes menor que uma semente de papoula (adaptado de SYADRISTY, 1969, p.88)

Este pesquisador também produziu o menor motor elétrico do mundo operacional, cujo volume é de  $0,05\ \text{mm}^3$ . Em 1967, esta obra-prima foi mostrada na Exposição

Internacional – 67 em Montreal, Canadá (Anexo A). O conjunto de sua obra pode ser observado detalhadamente nos livros: Syadrity (1966, 1969).

Em se tratando de peças fabricadas em larga escala, existe uma crescente demanda por produtos miniaturizados. Assim a microusinagem mecânica está se tornando uma importante tecnologia de microfabricação (WOON et al., 2008a). Uma comparação de microusinagem mecânica com outros processos de microfabricação é apresentada na Tabela 2.0.1 Como se pode observar, a microusinagem mecânica se sobressai sobre os outros processos em quase todos os itens analisados, o que demonstra o grande potencial e a necessidade de pesquisas nesta área.

Tabela 2.0.1 – Comparação de processos de microusinagem (adaptado de RAJURKAR et al., 2006)

	Complexidad e Geométrica	Variedade de Materiais	Prototipagem	Produção em massa	Qualidade superficial	Preço
Processos aditivos	+	-	+	o	o	+
Processos eletrolíticos e eletroquímicos	+	o	+	-	o	+
Processos por feixe de energia	o	+	+	-	o	o
Litografia	-	-	-	+	+	-
Processos mecânicos	+	o	+	o	+	+
Processos <i>Near net shape</i>	o	o	-	+	o	o

Obs: “+” Bom, “o” Intermediário, “-” Ruim.

## 2.1 Condição de corte para microusinagem

As diferenças entre macro e microusinagem começam na seleção das condições de corte. O avanço e a profundidade de corte têm ordem de grandeza consideravelmente menor na microusinagem. O avanço, por exemplo, pode ser cerca de 1 000 vezes menor do que os avanços normalmente utilizados em operações de acabamento na macrousinagem e, por sua vez, a profundidade de corte também tem valores com uma redução de aproximadamente 30 vezes. Isso implica que a máquina-ferramenta deve ter menor resolução nos eixos, boa repetibilidade e rigidez mecânica. Assim, normalmente não é possível realizar uma operação de microusinagem em uma máquina convencional.

Outra grande diferença está relacionada com a velocidade de corte. Em um processo de ferramenta rotativa, como no fresamento de topo, considerando que as velocidades de corte impostas em um processo convencional possam ser as mesmas selecionadas para a microusinagem, é necessária uma rotação elevada do eixo árvore para que seja atingido uma taxa de remoção de material considerável (JUN et al., 2002 e FILIZ et al., 2007), geralmente

entre 30 000 rpm a 100 000 rpm (ROBINSON e JACKSON, 2005), podendo chegar a 1 000 000 rpm. Esses altos valores de rotação dependem do diâmetro da microferramenta e da velocidade de corte adotada (JACKSON, 2006, p.114).

Altas rotações na microusinagem têm como vantagens: aumentar a taxa de remoção de metal, reduzir as forças, aumentar a dissipação de calor e melhorar a rugosidade da superfície da peça. Wang; Kweon; Yang (2005) afirmaram que o valor da rugosidade da superfície  $R_a$  aumenta com o aumento do diâmetro da microferramenta e da rotação do eixo.

Periyanan; Natarajan; Yang (2011), em seu trabalho experimental com uma microferramenta de diâmetro de 1 000  $\mu\text{m}$ , visando obter a máxima taxa de remoção de material utilizaram os seguintes parâmetros: rotação do eixo de 80 000 rpm, velocidade de corte de 251 m/min, velocidade de avanço de 0,8  $\mu\text{m/s}$  e profundidade de corte de 40  $\mu\text{m}$ . Para se atingir a mesma velocidade de corte de 251 m/min utilizando-se uma microferramenta com diâmetro de 100  $\mu\text{m}$ , é necessária uma rotação aproximada de 800 000 rpm.

Thepsonthi e Özel (2014) comentam que a otimização, considerando as restrições do processo, é altamente efetiva na obtenção de parâmetros de processo ótimos que melhoram o desempenho do microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. Bandapallia et al. (2017) mostraram no seu trabalho experimental de otimização via redes neurais que elas podem melhorar o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Os autores estudaram a influência dos parâmetros: rotação, avanço e profundidade de corte, no treinamento de redes neurais para predição da rugosidade  $R_a$  da liga de titânio Ti-6Al-4V. A predição obtida através da rede neural foi considerada satisfatória e adequada aos valores experimentais.

Alguns modelos foram desenvolvidos para otimizar parâmetros de microusinagem para microfresamento de ligas Ti-6Al-4V. Esses parâmetros de microusinagem incluem o material da microferramenta e sua geometria, rotação, velocidade de corte, avanço por dente e profundidade de corte (THEPSONTHI, ÖZEL, 2014, PRATAP; PATRA; DYAKONOV, 2015 e CAROU et al., 2017). A otimização dos parâmetros de usinagem pode reduzir os custos sem perda da vida da microferramenta (LOPEZ DE LACALLE et al., 2000). Kajaria et al. (2012) afirmaram que a combinação de rotação e força de corte pode quebrar a microferramenta. O dano à microferramenta pode atingir até 34% de seu diâmetro antes da microferramenta quebrar.

Jun et al. (2007) apontaram que as microferramentas devem possuir uma maior precisão, visto que, os erros de alinhamento e de batimento da microferramenta e os erros na sua fabricação são relativamente grandes comparados aos parâmetros do processo. Jackson; Xu; Ahmed (2009) comentaram que a aplicação de velocidades muito altas no rotor fornece uma nova perspectiva para o desenvolvimento da microusinagem mecânica. Corroborando esta ideia, Heshmat (2011) desenvolveu uma micromáquina alimentada por um

motor elétrico e/ou uma unidade de mancal eletrostático com capacidade de rotação de 1 500 000 rpm.

Tsuda et al. (2011) investigaram a influência da velocidade de corte e o efeito do fluido de corte sobre a rugosidade de superfície durante o microfresamento de topo de Ti-6Al-4V. O acabamento da superfície piorou com a distância usinada durante o corte a seco, mas não se alterou significativamente com a distância usinada quando o fluido de corte foi usado. O aumento da velocidade de corte de 51 m/min para 198 m/min melhorou o acabamento da superfície  $R_z$  de 0,60  $\mu\text{m}$  para 0,37  $\mu\text{m}$ . Conclusões semelhantes foram encontrada por Özel et al. (2011).

Kitagawa; Kubo; Maekawa (1997) demonstraram que a temperatura da superfície principal de folga da ferramenta em usinagem de Ti-6Al-6V-2Sn com altas velocidades, aumenta com a velocidade de corte, como pode-se observar na Figura 2.1.1. O efeito da temperatura em diferentes condições de corte em microusinagem ainda é pouco investigado e os fenômenos envolvidos ainda não são claramente explicados.

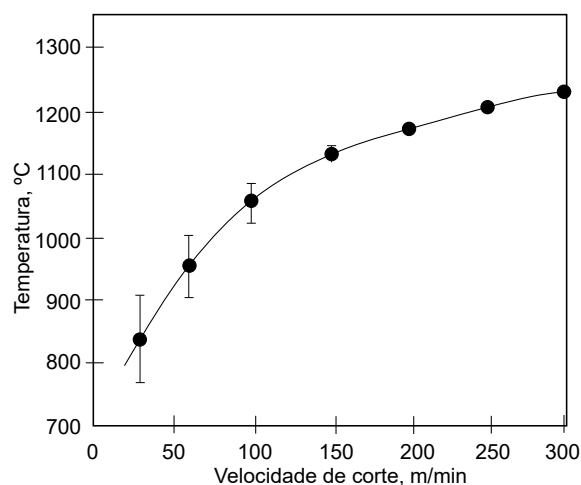


Figura 2.1.1 – O aumento da velocidade de corte produz um aumento na temperatura da superfície principal de folga da ferramenta (adaptado de KITAGAWA; KUBO; MAEKAWA, 1997)

Bruschi et al. (2016) em seu trabalho experimental utilizaram microfresas de 300  $\mu\text{m}$  no microfresamento de Ti-6Al-4V. Os autores demonstram a influência dos parâmetros de corte (mantiveram velocidade de corte constante e variaram o avanço por dente) nos defeitos da superfície usinada nas duas condições de corte, a seco e com MQL. Como pode ser observado, na Figura 2.1.2, para o menor avanço a superfície inteira é afetada por alguns defeitos gerados pelo mecanismo de sulcamento (*ploughing*).

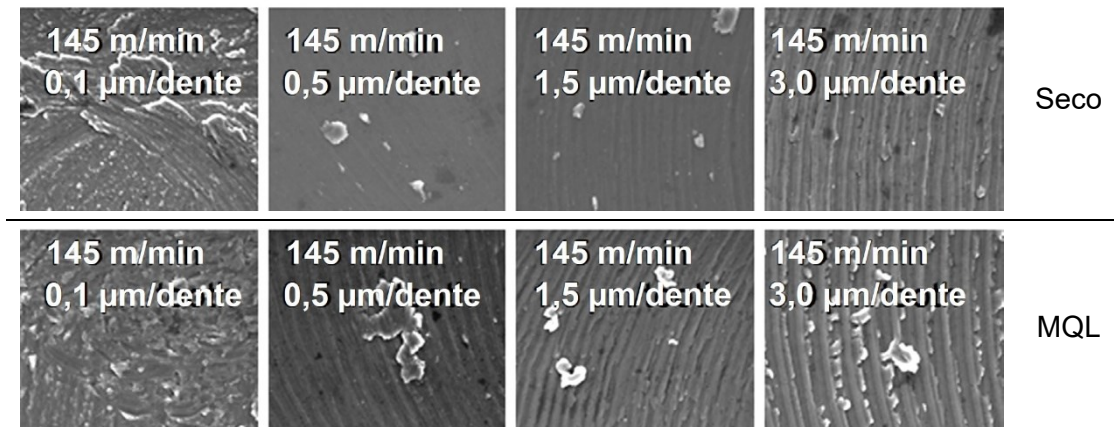


Figura 2.1.2 – Defeitos de superfície com diferentes parâmetros de corte (adaptado de BRUSCHI et al., 2016)

## 2.2 Mínima espessura de corte

Simoneau; Ng; Elbestawi (2006) apontaram que as principais diferenças entre micro e macrocorte são devidas ao conhecido efeito escala, também conhecido pela nomenclatura do inglês como “*size effect*”. Na microusinagem o efeito escala modifica o mecanismo de remoção de material em comparação com a usinagem convencional (macroescala) (LIU et al., 2004; CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006; VOLLERTSEN et al., 2009; MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2011 e DA CUNHA; DA SILVA; CARRARO, 2014). Mian; Driver; Mativenga (2011) dizem que o efeito escala é tipicamente caracterizado em usinagem por um aumento não linear na energia consumida por unidade de volume de material removido, à medida que a espessura do cavaco não deformado diminui.

Os primeiros que estudaram este fenômeno foram Backer; Marshall; Shaw (1952) usando uma fresa e profundidade de corte de 5 µm. Eles descobriram que a força de cisalhamento do material se aproximou do seu valor teórico. Eles também descobriram que contornos de grão, defeitos nos cristais e impurezas desempenharam papel importante no processo de deslizamento durante a deformação plástica.

Posteriormente Kopalinsky e Oxley (1984) descobriram que, com a diminuição da profundidade de corte, houve um aumento na energia específica de corte, que foi atribuído ao aumento da tensão de cisalhamento de fluxo de material. Este mesmo fenômeno foi observado por outros pesquisadores em usinagem de ultraprecisão (FURUKAWA; MORONUKI, 1988; MORIWAKI, 1989 e LUCCA; RHORER; KOMANDURI, 1993).

Como o diâmetro da microferramenta é reduzido, o fenômeno de efeito escala surge, o que afeta significativamente os aspectos como: forças de corte, desgaste da microferramenta e formação de cavacos. Bissacco; Hansen; De Chiffre (2005), Dornfeld; Min;

Takeuchi (2006) e Aramcharoen; Mativenga (2009) dizem que um dos principais motivos para este efeito, está na relação de espessura do cavaco não deformado com o raio da aresta. Além disso, como comentam Vogler; DeVor; Kapoor (2004) também há grande influência da microestrutura do material da peça que pode ter dimensões comparáveis aos parâmetros de corte e dimensões da microferramenta.

Segundo Mian; Driver; Mativenga (2011) para uma dada velocidade de corte, este efeito foi atribuído ao efeito do raio de aresta da ferramenta (ARMAREGO; BROWN, 1962, LUCCA; RHORER; KOMANDURI, 1991, 1993 e KIM; KIM, 1996), o efeito da microestrutura do material, ou seja, densidade de discordâncias (BACKER; MARSHALL; SHAW, 1952 e SHAW, 2003), encruamento da peça, taxa de deformação e gradiente de tensão (LARSEN-BASSE; OXLEY, 1973; KOPALINSKY; OXLEY, 1984; JOSHI; MELKOTE, 2004; LIU; MELKOTE, 2006; FILIZ et al., 2007 e WU; LIU, 2010), deformação plástica da subsuperfície (NAKAYAMA e TAMURA, 1968) e efeito de separação do material (SUBBIAH e MELKOTE, 2008).

Komatsu et al. (2012) realizaram um estudo para avaliar a influência do efeito escala na microusinagem e afirmaram que este fenômeno aumenta as forças de corte e o tamanho das rebarbas.

### **2.3 Microferramentas**

O material mais comum para produzir microferramentas é o metal duro (MD). A norma ABNT NBR ISO 513 (ABNT, 2013) determina a divisão das ferramentas de MD em seis classes em função de suas aplicações básicas, que são diferentes em microusinagem. Desta forma a microusinagem não se insere nessa norma, dificultando sua aplicação.

As principais características dos materiais para microferramentas de corte assim como as de usinagem convencional são: dureza, tenacidade, resistência ao desgaste, estabilidade química e resistência à fadiga, juntamente com alta resistência à tração e ao cisalhamento (EZUGWU; WANG, 1997 e KALPAKJIAN; SCHMID, 2008). O material para uma microferramenta de corte ideal deveria ter dureza do diamante natural, a tenacidade do aço rápido e a inércia química do óxido de alumínio. Porém tal material ainda não existe na presente data da pesquisa.

Segundo Hunt e Santhanam (1990), a produtividade no processo de usinagem convencional com ferramentas revestidas atinge um nível de duas a três vezes maior do que com ferramentas não revestidas. No processo de microusinagem resultados semelhantes foram encontrados por Aramcharoen et al. (2008). A temperatura da ferramenta normalmente é o que limita a velocidade de corte máxima que se pode utilizar para um determinado par

ferramenta-peça. Tendo a microferramenta um pequeno volume, a temperatura pode ser muito maior do que na macrousinagem para a mesma velocidade de corte. Assim, o material do revestimento, e a geometria da ferramenta são fatores muito importantes que determinam o desempenho do processo (LEE; RICHMAN, 1974, SUH, 1976 e HATSCHEK, 1983).

Abouridouane et al. (2012) apresentaram a geometria de uma microbroca com diâmetro de 100  $\mu\text{m}$  e compararam com uma broca da usinagem convencional. A microbroca apresenta os mesmos valores de ângulo da ponta, ângulo de folga e ângulo de hélice comparando com a broca convencional. A microbroca é constituída de MD com carbeto de grão ultrafino (tamanho de grão de 0,5  $\mu\text{m}$  a 0,7  $\mu\text{m}$ ) e pode ser observada na Figura 2.3.0.

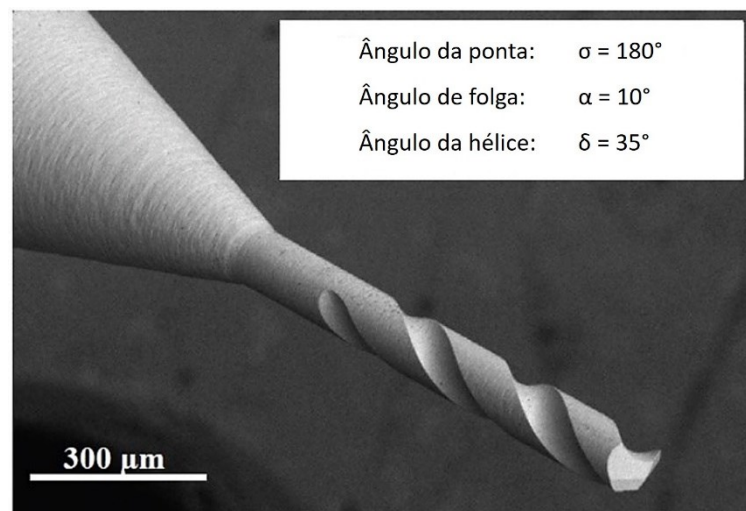


Figura 2.3.0 – Geometria da microbroca (adaptado de ABOURIDOUANE et al., 2012)

Apesar de possuírem geometrias similares, como observado na Figura 2.3.0, as microferramentas devem possuir baixos desvios dimensionais, visto que seus erros de alinhamento, batimento e de fabricação são relativamente grandes comparados aos parâmetros do processo (JUN et al., 2007). Uma geometria imprecisa e irregular nas microferramentas muitas vezes compromete o processo. Esses erros podem se sobressair em relação às características vantajosas como o controle do processo de ultraprecisão, as máquinas ferramentas e os ajustes ultrafinos dos parâmetros do processo (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006).

Em seu estudo Denkena e Biermann (2014) explicam que a vida e o desempenho da ferramenta são decisivamente afetados pela geometria da ponta, e que uma forma adequada da aresta de corte melhora a resistência ao desgaste, a vida da ferramenta e a confiabilidade do processo.

Aramcharoen; Mativenga; Yang (2007) relataram que o revestimento de AlCrTiN no microfresamento pode proporcionar um desempenho melhor em termos de desgaste da

microferramenta e qualidade da superfície usinada, em comparação com uma microferramenta não revestida. Aramcharoen et al. (2008) compararam o desempenho de TiN, TiCN, CrN, TiAlN e CrTiAlN no microfresamento de aço endurecido como pode ser observado na Figura 2.3.1 a partir do critério vida da microferramenta.

Ainda sobre a Figura 2.3.1, o revestimento de nitreto de titânio (TiN) apresentou os melhores resultados. O TiN pode estender a vida da microferramenta de corte por mais de 5 vezes (8,7 min a 50,3 min) em comparação com o uso de microferramentas não revestidas. Ressalva-se que este resultado pode variar de acordo com as propriedades da peça usinada.

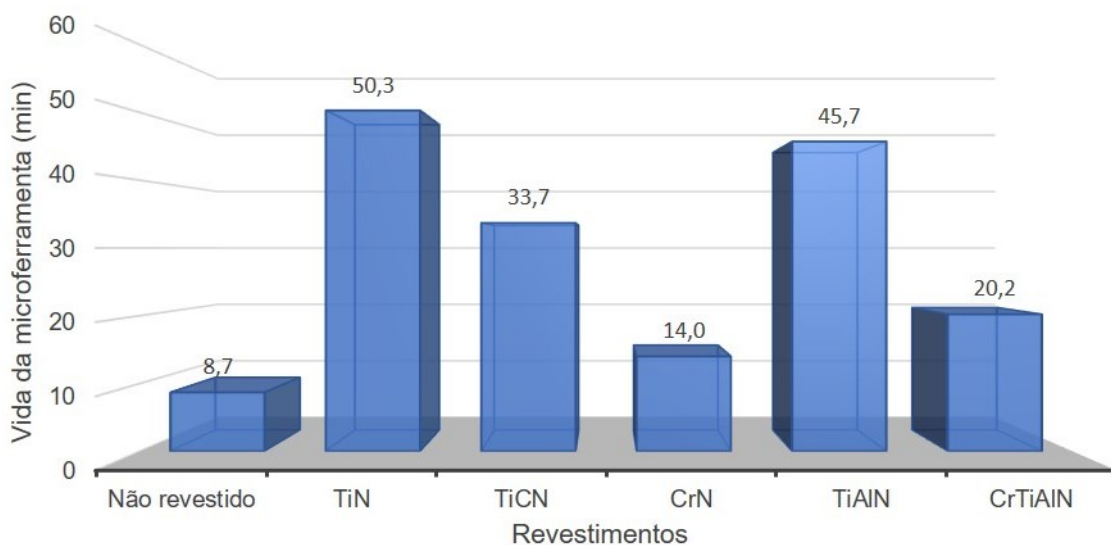


Figura 2.3.1 – Vida de microferramentas com e sem revestimento em microfresamento de aço endurecido (adaptado de ARAMCHAROEN et al., 2008)

Biermann; Steiner; Krebs (2013) estudaram diversos tipos de revestimento da microferramenta como TiN, AlCrN, CrN, AlTiN e TiAlN no microfresamento de aço inoxidável austenítico. Eles chegaram à conclusão que o revestimento não influencia nas forças de corte. Revestimentos de TiN e CrN apresentaram pior desempenho em relação ao desgaste, provavelmente devido à reatividade com o material da peça. Os revestimentos de AlCrN e TiAlN apresentaram os melhores resultados em termos de desgaste da microferramenta. Agrawal; Chakrabarti; Chattopadhyay (1995) dizem que usinagem com ferramenta de metal duro revestido de TiN exige menores forças do que com ferramentas sem revestimento.

Mohanty; Wells; Hung (2012) concluíram que o revestimento adequado é TiAlN no processo de microusinagem de titânio puro. Ele aumenta a vida da microferramenta em 122% e melhora a qualidade da peça produzida. Rahman, Senthil, Prakash et al. (2001) chegaram à conclusão de que a vida da microferramenta em microfresamento de cobre puro pode ser



aumentada com o aumento da profundidade de corte e com a diminuição de velocidade de corte.

Os melhores materiais para ferramentas têm dureza elevada, combinada com uma resistência apropriada e estabilidade química a temperatura elevada (CHILDS et al., 2000).

Sousa (2011) concluiu que as peças usinadas com as ferramentas sem revestimento apresentam maiores valores de rugosidade superficial  $R_a$ ,  $R_z$  e  $R_t$  em relação às ferramentas revestidas com TiAlN (em média 38,53%, 66,51% e 72,57%, respectivamente) e AlCrN (em média 27,79%, 46,43% e 40,97%, respectivamente).

Entre vários tipos de revestimento as microferramentas com camadas de revestimento de diamante vieram para o mercado. Elas não são amplamente utilizadas e ainda são foco de estudos na área de microusinagem. A título de exemplo, uma microferramenta de corte com diamante monocristalino é mostrada na Figura 2.3.2 (FLUCKE; GLÄBE; BRINKSMEIER, 2007). Faure et al. (1999) discutiram as principais características que envolvem revestimento de diamante. Microferramentas não revestidas são suscetíveis a arredondamentos e, portanto, devem ser protegidas.

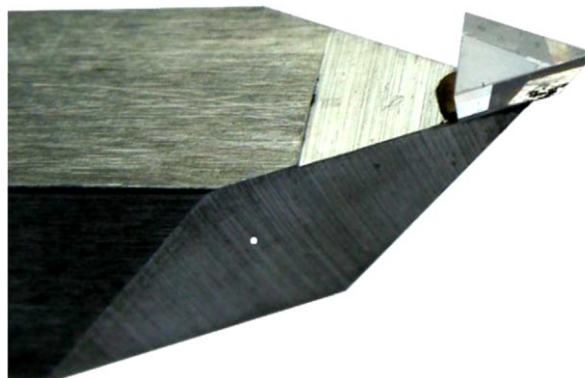


Figura 2.3.2 – Microferramenta com diamante monocristal (FLUCKE; GLÄBE; BRINKSMEIER, 2007)

Uriarte et al. (2008) apresentaram uma microfresa de diamante com diâmetro de 100  $\mu\text{m}$  e raio da aresta aproximado de 0,1  $\mu\text{m}$ . Este valor difere para microfresas de metal duro nas quais o raio da aresta pode variar de 1  $\mu\text{m}$  a 5  $\mu\text{m}$  (limitadas pela microestrutura do material) relatado por alguns autores como Friedrich (2002), Kim; Mayor; Ni (2004), Özel; Liu; Dhanoker (2007), Singh; Kartik; Singh (2015) e Bonaiti et al. (2017).

Robinson e Jackson (2005) comentaram que o revestimento das microferramentas diretamente com diamante pode resultar em ruptura da camada de diamante, entre microferramenta e revestimento. Para reduzir isso uma camada intermediária, como TiC/TiN

por exemplo, pode ser usada. Isso aumenta a aderência entre a microferramenta e o revestimento.

O diamante é um material de revestimento bom para aplicação no corte de materiais não ferrosos, pois não resiste às altas temperaturas na usinagem de materiais ferrosos. Ele tem uma elevada dureza e elevada resistência ao desgaste. Portanto, há grande interesse na aplicação de filmes de diamante sobre microferramentas para melhorar o desempenho de corte.

Procurando uma solução para conseguir as propriedades do diamante e com custos baixos, no mercado chegou um novo material conhecido como DLC ou pelo termo em inglês *diamond-like carbon*. Os filmes de DLC tem uma estrutura similar à do diamante.

O revestimento de DLC é baseado no carbono e possui uma elevada quantidade de ligações  $sp^3$  (igual a diamante). É utilizado em diversas aplicações com o objetivo de aumentar a resistência a abrasão. Além disso, o revestimento de DLC tem algumas propriedades interessantes para usinagem, tais como: coeficiente de atrito muito baixo, elevada dureza, elevada estabilidade térmica, elevada resistividade elétrica e alto desempenho em ambientes agressivos (ANGUS; HAYMAN, 1988, RAO, 1993, ENSINGER, 2006 e FURLAN; KLEIN; HOTZA, 2013).

Ucun; Aslantas; Bedir (2013) no seu trabalho experimental testaram vários revestimentos de microfresas de diâmetro 760  $\mu\text{m}$  tais como TiAlN+AlCrN, DLC, AlTiN, TiAlN+WC/C e AlCrN. Eles chegaram à conclusão que a formação de aresta postiça de corte (APC) durante o processo de microfresamento de Inconel 718 variou dependendo do tipo de revestimento. E os revestimentos de DLC e TiAlN+WC/C mostram um bom desempenho. Em geral os autores concluíram que o revestimento de DLC tanto aumenta a vida da microferramenta, quanto melhora o acabamento da superfície usinada.

## 2.4 Desgaste

Em um processo de usinagem, existem duas causas fortes para substituição da ferramenta de corte, encerrando sua vida (MACHADO et al., 2015, p.263):

- I. Ocorrência de uma avaria (trinca, lascamento ou quebra). As avarias são mais comuns no corte interrompido, devido aos choques mecânicos e térmicos inerentes a tais processos.
- II. O desgaste atinge proporções elevadas e pode comprometer o bom andamento do processo. Este desgaste acontece de forma progressiva e pode se desenvolver por diferentes mecanismos. O desgaste acontece tanto nas superfícies de folga como na superfície de saída das ferramentas, em cortes contínuos ou interrompidos.

A norma ISO 3685 (ISO, 1993), para usinagem convencional, define desgaste em ferramenta como a mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material e a norma ISO 8688-2 (ISO, 1989) define, por exemplo, desgaste de flanco em fresa de topo na usinagem convencional como a perda de material dos flancos da ferramenta durante o corte, o que resulta no desenvolvimento progressivo de desgaste do flanco.

Tansel et al. (2000) comentaram que as microferramentas na microusinagem têm uma vida menor comparando com usinagem convencional, além do que a vida da microferramenta é imprevisível na microusinagem dos metais. Ainda esses autores explicam que uma falha e/ou quebra da microferramenta pode ser detectada quando a força aumenta três ou quatro vezes.

Malekian; Parka; Jun (2009) compararam o uso de vários sensores para monitorar o desgaste da microferramenta com diferentes sensores como: acelerômetros, emissão acústica e de força. Os autores identificaram que vários sinais podem ser úteis para monitorar o desgaste da microferramenta durante o processo microfresamento. Por causa do seu tamanho muito pequeno é muito difícil perceber danos nas arestas de corte da microferramenta e até mesmo o quebra da microferramenta. Se a falha da microferramenta não for detectada, pode-se perder tempo de usinagem (BAO e TANSEL, 2000c).

Robinson; Jackson; Whitfield (2007) afirmam que o desgaste da microferramenta é um fato que determina a economia do processo de microusinagem. Em tribologia, define-se desgaste como a destruição de uma ou de ambas as superfícies que compõem um sistema tribológico, geralmente envolvendo perda progressiva de material (HUTCHINGS, 1992).

Dearnley; Trent, (1982) e Bai et al. (2017) comentaram que as principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte nas ligas de Ti-6Al-4V são: a superfície lateral de folga, a superfície de saída, o raio de ponta, a superfície principal de folga e a aresta de corte. Em seu trabalho experimental Ziberov et al. (2016b) observam alguns desses desgastes no microfresamento de Ti-6Al-4V.

A avaliação do desgaste em microferramentas de microusinagem é uma tarefa muito mais complicada se comparada com a macrousinagem ou usinagem convencional. Assim, existem poucos trabalhos que mostram o desempenho de um determinado processo de microusinagem em relação ao desgaste da microferramenta.

No seu trabalho experimental Prakash et al. (2001) estabeleceram o critério fim de vida para microfresa, com diâmetro de 1 000  $\mu\text{m}$ , como o desgaste de flanco médio de 80  $\mu\text{m}$ . Já no trabalho Uhlmann et al. (2014), para mesmo diâmetro, os autores chegaram ao desgaste máximo  $VB_{\text{max}}$  igual a 71  $\mu\text{m}$  e concluíram que essa variação no critério adotado depende da distância usinada. Utilizando uma microfresa com diâmetro de 5  $\mu\text{m}$  (PMT, 2018), se a norma ISO 3685 (ISO, 1993) for aplicada, o VB localizado, indicado por ela, é de 500  $\mu\text{m}$ ,

que é 100 vezes maior do que diâmetro da microfresa. Este fato praticamente impossibilita a análise do desgaste seguindo a norma.

Denkena et al. (2006) mostraram a influência do desgaste da microferramenta na rugosidade superficial no microfresamento de alumínio AlCu4MgSi (Figura 2.4.1). Esses autores usaram microferramenta de metal duro sem revestimento, aplicação de fluido de corte (emulsão 3%) e os parâmetros de corte apresentados na Tabela 2.4.1. Neste caso, o desgaste foi avaliado por meio do aumento do raio de aresta da microferramenta.

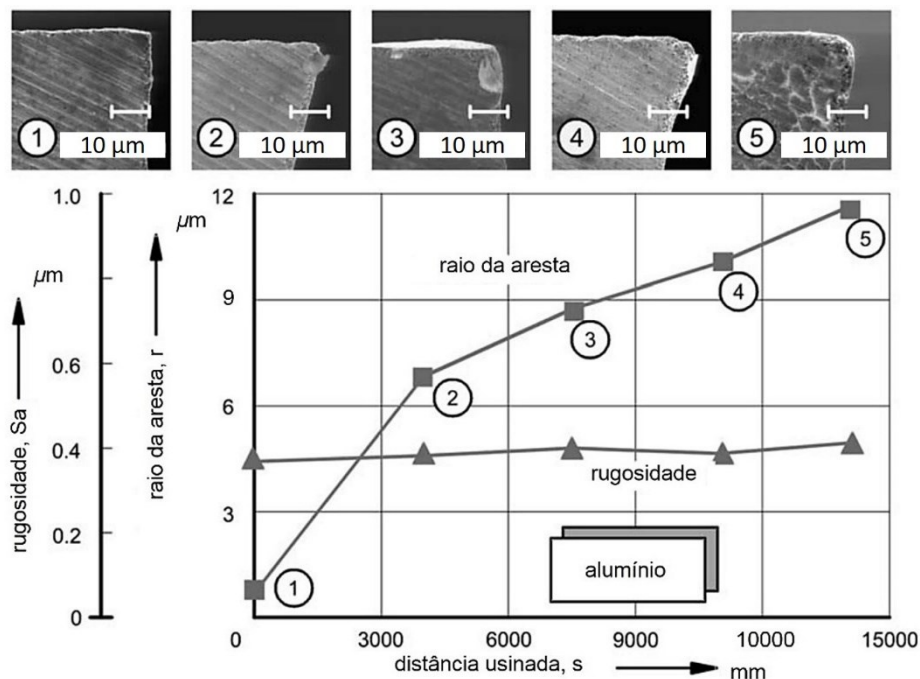


Figura 2.4.1 – Evolução do desgaste da microferramenta e rugosidade (adaptado de DENKENA et al., 2006)

Tabela 2.4.1 – Parâmetros de corte do microfresamento (DENKENA et al., 2006)

Diâmetro da microferramenta (µm)	Avanço da mesa (mm/min)	Profundidade de corte (µm)	Penetração de trabalho (µm)
500	600	50	500

Pela Figura 2.4.1 pode-se observar que o raio de aresta aumentou rapidamente de 1 µm no início da usinagem até 8 µm após uma distância usinada de 4 000 mm. Depois o desgaste aumenta linearmente até que o raio de aresta atinja o valor aproximado de 12 µm após uma distância usinada de 14 000 mm. O desgaste da microferramenta não apresentou influência significativa na rugosidade. Esse efeito do raio de aresta foi encontrado pela primeira vez em usinagem convencional por Masuko (1953) e Albrecht (1960).

Segundo Biermann; Steiner; Krebs (2013), microferramentas revestidas de TiN e CrN durante microfresamento deixam a aresta de corte exposta devido à fragmentação de seu revestimento, o que acaba com o seu efeito e, assim a microferramenta desgasta mais rapidamente. Já as microferramentas revestidas de AlCrN e TiAlN apresentaram menos desgaste, pois não houve fragmentação.

Uhlmann; Piltz; Schauer (2005) comentaram que o desgaste da ponta da microferramenta pode acontecer na forma de deformação de ponta, como se pode observar na Figura 2.4.2, resultante de um micro material que apresentou ruptura causada pelo efeito das forças de corte.

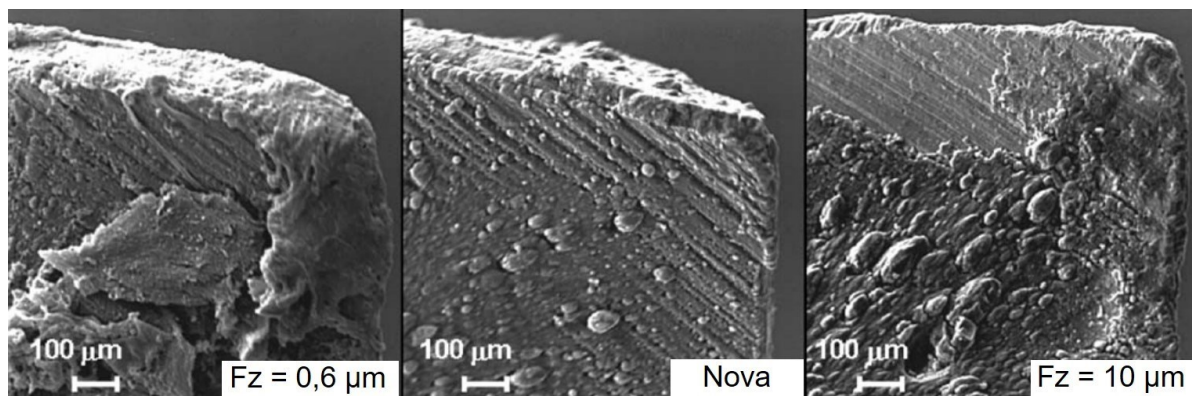


Figura 2.4.2 – Variação do desgaste em uma microferramenta de carbeto de tungstênio em função do avanço por dente (adaptado de UHLMANN; PILTZ; SCHAUER 2005)

Oliaei e Karpata (2017) apresentaram a ponta da microfresa com diâmetro de 390  $\mu\text{m}$  após a microfresamento de Ti-6Al-4V com comprimento usinado de 50 mm, utilizando os seguintes parâmetros de corte: rotação de 28 000 rpm, avanço de 4  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e profundidade de corte de 50  $\mu\text{m}$ . Como pode ser observado pela Figura 2.4.3, a ponta da microfresa apresenta aresta postiça de corte. Os autores comentam que a APC piora a superfície usinada, mas por outro lado protege a microferramenta contra desgaste rápido.

Wang et al. (2016) detectaram a presença de partículas da APC na superfície usinada, com microferramenta de 406  $\mu\text{m}$  de diâmetro, velocidade de corte 10 m/min, avanço 0,05  $\mu\text{m}$  por dente e profundidade de corte 30  $\mu\text{m}$  com aplicação de mínima quantidade de lubrificante, como pode ser observado pela Figura 2.4.4. Chegaram a concluir que a APC só está presente em quantidade bem pequenas espalhadas na superfície usinada.

Li e Chou, (2010) no seu trabalho experimental testaram diferentes avanços por dente no desgaste de flanco com condições de corte a seco e com MQL, utilizando microfresa de diâmetro 600  $\mu\text{m}$ . Resultados podem ser observados na Figura 2.4.5.



Figura 2.4.3 – Ponta da microfresa com APC (adaptado de OLIAEI e KARPATA, 2017)

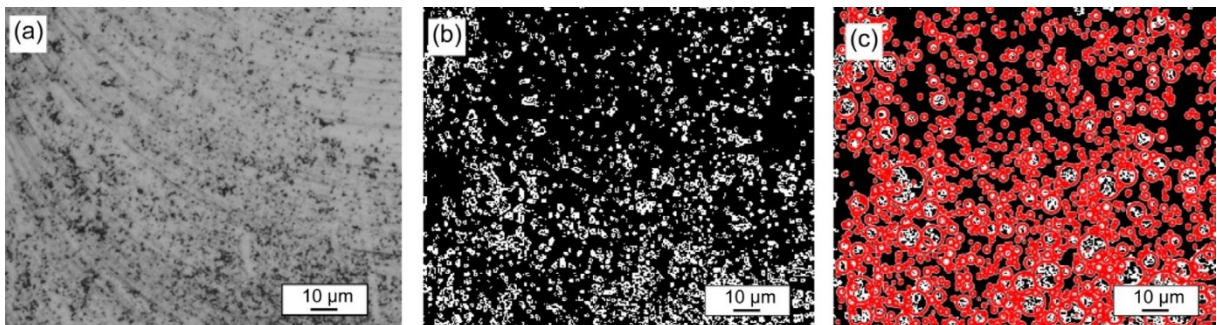


Figura 2.4.4 – (a) - imagens do microscópio óptico de superfícies do canal, (b) - extração de imagens binárias para imagens APC e (c) - delimitação posterior dos limites da APC por meio de círculos vermelhos (adaptado de WANG et al., 2016)

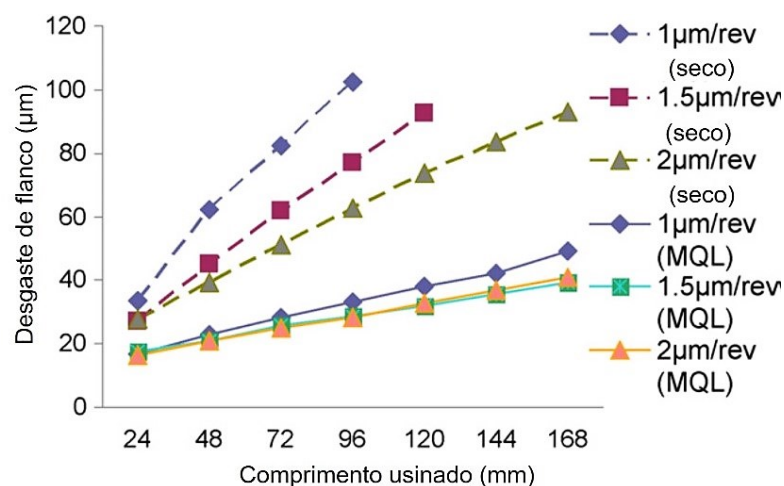


Figura 2.4.5 – Evolução de desgaste de flanco nas diferentes condições de corte com rotação de 30 000 rpm (adaptado de LI e CHOU, 2010)

Pode-se observar que o maior avanço por dente nas condições a seco causou diminuição do desgaste de flanco e nas condições com MQL, o desgaste varia muito pouco com o aumento de avanço. Nas condições de MQL a rugosidade  $R_a$  não variou durante 168 mm de usinagem, foi detectado um leve desgaste de flanco, que não influenciou na rugosidade, como apresentado pela Figura 2.4.5.

## 2.5 Fluido de corte em microusinagem

O primeiro pesquisador que constatou e mediu a influência de fluido de corte durante o processo de usinagem convencional foi Frederick Winslow Taylor em 1894 (TAYLOR, 1907 *apud* FERRARESI, 1970, p.512). Kopac (1998) e Sanchez et al. (2010) comentam que a utilização de fluido de corte representa 16% de custo total de fabricação da peça. Resultado semelhante, de 8% a 16%, foi obtido em outro estudo de Walker (2013). Lomascolo et al. (2015) comentam que nano-fluidos são considerados uma grande evolução no mecanismo de refrigeração e trocadores de calor.

A norma DIN 69090-1 (DIN, 2011) oferece orientação geral para utilizar uma vazão de lubrificante de 50 ml/h no MQL, e em alguns casos até 150 ml/h. Em seu livro sobre MQL, Walker (2013) aponta que para ser considerada MQL, a vazão de fluido deve ser menor ou igual a 250 ml/h. Marksberry e Jawahir (2008) mostram que a aplicação de MQL com fluido sintético (160 ml/h) melhorou a vida da ferramenta em 400%, comparando com jorro e melhorou em 100% em relação a usinagem a seco em torneamento de aço carbono de alta resistência e baixa liga (*HSLA*).

Weinert et al. (2005) *apud* Dornfeld; Min; Takeuchi (2006) mostraram o efeito da aplicação de mínima quantidade de lubrificante comparando com o processo a seco, na formação de rebarbas em microfresamento de NiTi, Figura 2.5.1. Os autores usaram microferramentas de metal duro revestida de TiAlN com os parâmetros de corte apresentados na Tabela 2.5.1. Pela Figura 2.5.1 pode-se observar que o raio da microferramenta desgastou mais na condição seco (o que não é desejado, pois reduz a vida da microferramenta) do que na condição com MQL, para mesma condição de corte. Além disso, foi observada na microferramenta que operou a condição a seco a presença de material aderido. Foi concluído que o fluido de corte MQL tem como influência diminuir a formação de rebarbas, como pode ser observado na Figura 2.5.1. Conclusões semelhantes foram encontradas por Santos et al. (2017) no microfresamento do aço inoxidável duplex e da liga Inconel 718.

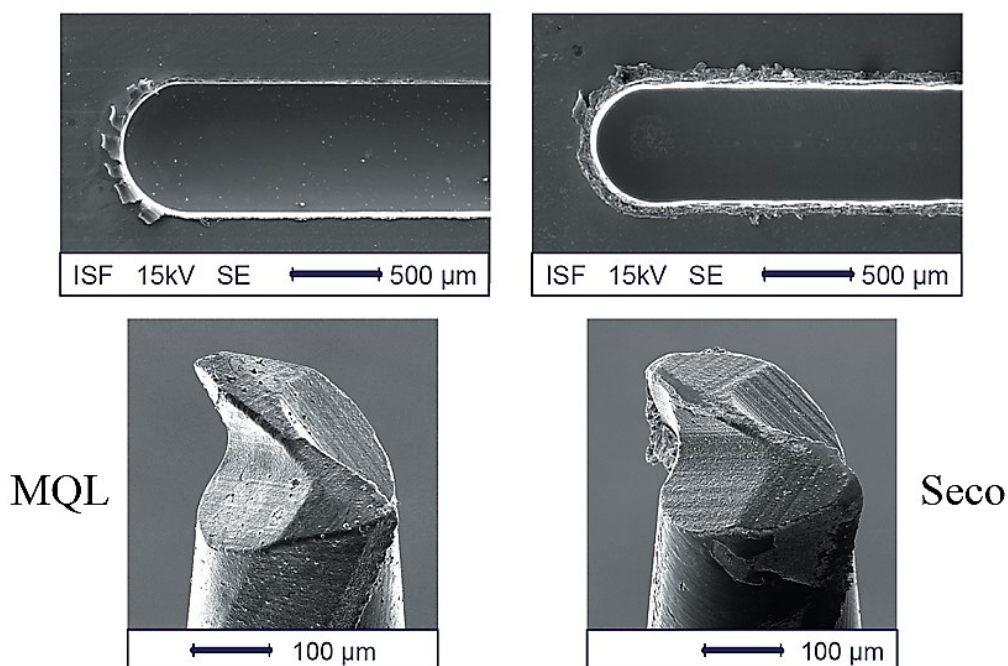


Figura 2.5.1 – Efeito da aplicação de fluido de corte e microusinagem a seco (adaptado de WEINERT et al., 2005 *apud* DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006)

Tabela 2.5.1 – Parâmetros de corte do microfresamento (WEINERT et al., 2005 *apud* DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006)

Diâmetro da microferramenta ( $\mu\text{m}$ )	Velocidade de corte (m/min)	Avanço por dente ( $\mu\text{m}$ )	Profundidade de corte ( $\mu\text{m}$ )
400	33	12	10

Su et al. (2006) comentaram que para o fresamento de Ti-6Al-4V com alta velocidade (400 m/min), com ferramenta ZDGT150420R de metal duro revestida com TiN/TiC/TiN, com um dente, a vida de ferramenta aumenta em 300% comparado com usinagem a seco, usando uma mistura MQL com gás nitrogênio (-10 °C). Aslantas et al. (2016), em seu trabalho experimental de microfresamento de Ti-6Al-4V usaram os parâmetros de corte dados na Tabela 2.5.2, para analisar formação da rebarbas nas condições a seco, MQL e MQL com ar resfriado (-10 °C).

Tabela 2.5.2 – Parâmetros de corte do microfresamento (ASLANTAS et al., 2016)

Diâmetro da microferramenta ( $\mu\text{m}$ )	Rotação (rpm)	Velocidade de corte (m/min)	Avanço por dente ( $\mu\text{m}$ )	Profundidade de corte ( $\mu\text{m}$ )
508	20 000	31,4	2	100



Os resultados mostram um aumento da vida da microferramenta e menor altura das rebarbas nos lados concordante e discordante em microfresamento da liga Ti-6Al-4V com utilização de uma mistura de MQL com ar resfriado na vazão de 150 ml/h, utilizando óleo de base vegetal, comparado com a microusinagem a seco. No entanto, ao analisar a rugosidade  $R_a$  da superfície, melhores resultados foram apresentados em microusinagem a seco ( $R_a$  de 0,28  $\mu\text{m}$  a 0,31  $\mu\text{m}$ ), seguida por MQL com ar resfriado ( $R_a$  de 0,38  $\mu\text{m}$  a 0,49  $\mu\text{m}$ ) e MQL ( $R_a$  de 0,43  $\mu\text{m}$  a 0,58  $\mu\text{m}$ ).

Vazquez et al. (2015) em seu trabalho experimental no microfresamento de Ti-6Al-4V investigaram a influência da microusinagem a seco comparando com MQL e fluido de corte em abundância. Seus resultados mostram que ensaios com fluido de corte em abundância ou jorro apresentam piores resultados, a altura e a largura das rebarbas aumentaram: a vida da microferramenta diminuiu e a rugosidade  $R_a$  aumentou, comparado com usinagem a seco e MQL. Esses autores testaram também a direção da aplicação de MQL, realizada na direção do avanço e contra a direção do avanço. Os resultados não mostraram uma tendência predominante.

Da Silva (2011) explica em seu trabalho experimental que o fluido de corte tem função muito importante em usinagem, tendo função de lubrificação e refrigeração do conjunto peça/ferramenta e, se não for utilizado, a temperatura da peça poderá aumentar, alterando suas propriedades, aumentando a deformação plástica do material e, conseqüentemente, a formação de rebarbas. Weinert et al. (2004) sugerem utilizar fluidos biodegradáveis para aplicação via técnica MQL, devido a preocupações ambientais.

## **2.6 Formação de rebarbas**

A formação de rebarbas é um processo complexo de deformação do material, afetado por muitos fatores (KOU et al., 2015). Segundo Aurich et al. (2009), as rebarbas são material plasticamente deformado de uma operação de corte ou cisalhamento.

A formação de rebarbas é um aspecto muito importante em peças usinadas, pois compromete as dimensões e o funcionamento de uma determinada peça. Em microusinagem, este problema é relativamente maior visto que as dimensões da rebarba se tornam relativamente grandes comparadas com as condições de corte (avanço e profundidade de corte). Além disso, comparado com o processo de usinagem convencional, a remoção de rebarbas após o processo de microusinagem é geralmente muito difícil, podendo danificar a peça e/ou introduzir erros dimensionais e tensões residuais (LEE; DORNFELD 2002, 2005).

Biermann e Heilmann (2010) chegaram à conclusão que em microfresamento de ligas de NiTi a profundidade de corte e largura de corte são os parâmetros que mais influenciam

na formação de rebarbas. De acordo com Schueler et al. (2010), na microssinagem de ligas Ti-6Al-7Nb e Ti-6Al-4V, a formação de rebarbas ocorre dependendo do processo, dos mecanismos de desgaste e das propriedades do material usinado.

Lekkala et al. (2011) propõem um método para prever alturas e espessuras das rebarbas (com um erro de 0,65% a 25,00% na previsão) no processo de microfresamento de alumínio Al2124 e aço inoxidável 304 com microferramentas de metal duro e diâmetro de 300  $\mu\text{m}$  e 400  $\mu\text{m}$ . Os autores variaram a rotação, a profundidade de corte e o avanço e chegaram à conclusão que o maior diâmetro da microferramenta resultou em menor altura das rebarbas, com os mesmos parâmetros de corte, e que aumentando o avanço há uma diminuição das rebarbas. Kim; Lee; Lee (2014), no seu trabalho experimental de microfresamento de Ti-6Al-4V com microferramenta de 500  $\mu\text{m}$  de diâmetro, chegaram às mesmas conclusões sobre o efeito do avanço nas alturas de rebarba.

As rebarbas podem ser avaliadas de acordo com os seguintes critérios: uma, duas ou três dimensões, destrutivos ou não destrutivos e com ou sem contato (LEOPOLD; SCHMIDT, 2004 e AURICH et al., 2009). Vários pesquisadores estudaram a formação de rebarbas por meio de simulação. Por exemplo, Yadav et al. (2017) apresentam simulação do processo de microfresamento da liga Ti-6Al-4V comparando com resultados experimentais como pode-se observa na Figura 2.6.1. Os autores chegaram à conclusão que por meio de simulação, pode-se prever a altura e a forma da rebarba, o erro máximo na previsão foi de 15%.

Kumar; Bajpai; Singh (2017) também desenvolveram um modelo analítico, para prever altura das rebarbas de saída, no microfresamento de Ti-6Al-4V com alta velocidade de corte. Os resultados mostram que o modelo é validado com valores experimentais e o erro na previsão foi limitado a 7%. Em estudos anteriores Bajpai; Kushwaha; Singh (2013) mostraram que o corte com alta velocidade produz pequenas rebarbas.

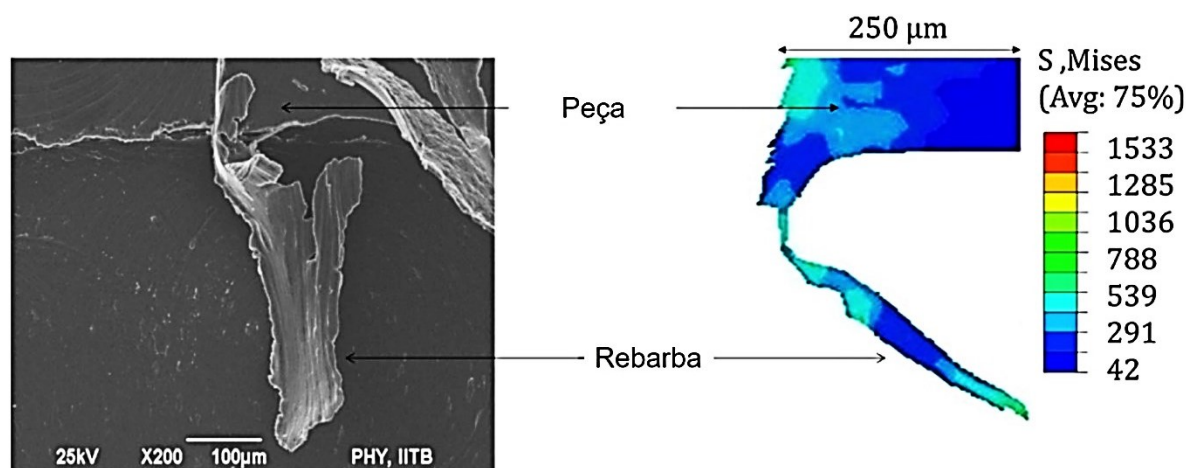


Figura 2.6.1 – Comparação entre rebarba experimental e rebarbas formadas por simulação com rotação de 100 000 rpm (adaptado de YADAV et al., 2017)

Yadav et al. (2017) apresentam na Figura 2.6.2 comparações da altura e a largura da rebarba com a rotação da microferramenta. O estudo paramétrico sobre o efeito da velocidade de corte no tamanho da rebarba mostrou uma redução de 96% na altura e largura da rebarba se a rotação aumentar de 10 000 rpm a 200 000 rpm. Portanto, conclui-se que a rotação é o um dos fatores para reduzir altura e largura da rebarba no microfresamento de Ti-6Al-4V.

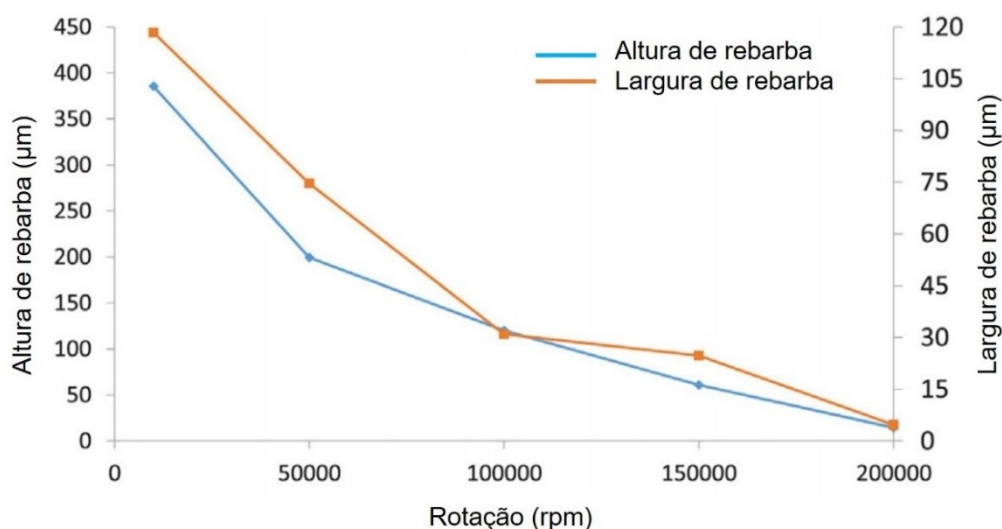


Figura 2.6.2 – Efeito da velocidade de corte na altura de rebarba, profundidade de corte de 10 µm (adaptado de YADAV et al., 2017)

Conforme comentado, o processo de rebarbação é dificultado pelas pequenas dimensões das peças microusinadas. Assim para que as peças atinjam seus requisitos finais, a solução é minimizar ou evitar a formação de rebarbas na microusinagem (AZIZ; OHNISHI; ONIKURA, 2012). Uma forma de minimizar a formação de rebarbas é fazer a escolha correta dos parâmetros de corte (JEONG et al., 2009).

Ainda assim, caso existam rebarbas, Mathai e Melkote (2012) propõem um método simples para sua remoção após microusinagem como se pode observar na Figura 2.6.3, que apresenta um esquema do método usado e exemplos dos canais antes e depois de utilização este método. Os autores utilizaram cerdas de nylon com partículas abrasivas (carbeto de silício e diamante com tamanho de 1 µm a 3 µm) com rotação de 5 000 rpm a 15 000 rpm. Concluiu-se que o método apresentado por eles reduz as rebarbas no canal e melhora o acabamento superficial.

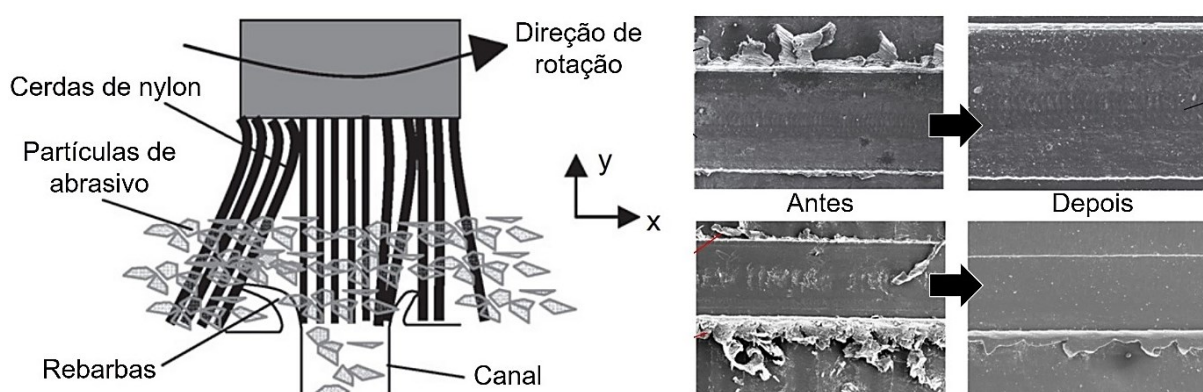


Figura 2.6.3 – Esquema do processo de rebarbação com partículas abrasivas (adaptado de MATHAI e MELKOTE, 2012)

Uriarte et al. (2007) comentaram que a altura da rebarba pode ser também minimizada após a microusinagem, usando uma nova microferramenta e fazendo um corte de acabamento final. Outro método para reduzir a formação das rebarbas é resfriamento criogênico, alguns autores como Uzun; Aslantas; Bedir (2014) mostraram o efeito de resfriamento criogênico na formação de rebarbas em processo microfresamento de Inconel 718, que também é uma superliga com usinabilidade considerada baixa como o Ti-6Al-4V, comparando com usinagem seco e MQL. Biermann e Heilmann (2010) relatam que a alta resistência do material é um fator que aumenta a formação de rebarbas durante o processo de corte. Conforme relatado na literatura, o resfriamento criogênico provoca um aumento da dureza do material e uma diminuição na resistência do material (LI; XIE; WU, 2010 e PUSAVEC; HAMDI; KOPAC, 2011). Berestovskyi; Hung; Lomeli (2014) comentaram que a rebarba após o microfresamento pode ser efetivamente removida por polimento eletroquímico até o acabamento superficial da escala nanométrica.

Wu; Li; He (2017) comentaram que as rebarbas de topo do canal tem uma influência negativa na precisão dimensional e na qualidade da superfície. Pela Figura 2.6.4 pode-se observar que com aumento do avanço por dente as rebarbas do lado discordante diminuíram. Os autores comentam que isso ocorre devido ao efeito do raio de ponta de corte. Eles usaram microferramenta com raio de ponta de 6  $\mu\text{m}$  e quando o avanço por dente foi igual a 6  $\mu\text{m}$  houve uma diminuição das rebarbas, parte (b) da Figura 2.6.4.

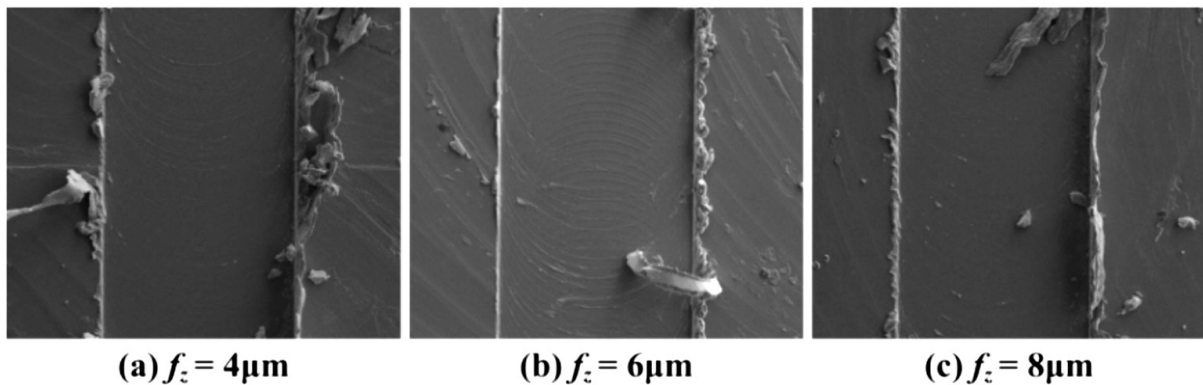


Figura 2.6.4 – Rebarba de topo, o lado esquerdo do canal é discordante e o lado direito do canal é concordante, rotação de 20 000 rpm com profundidade de corte de 10  $\mu\text{m}$  (WU; LI; HE 2017)

O mecanismo de formação de rebarbas na usinagem da liga Ti-6Al-4V continua a ser um problema no processo de usinagem convencional e na microusinagem, bem como a sua modelagem e simulação. Harzallah et al. (2017) apresentam as simulações realizadas com material de liga de Ti-6Al-4V, diferentes velocidades de corte ( $15 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  e  $25 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ) e geometria da ferramenta com ângulos de saída de  $-5^\circ$  e  $+15^\circ$ , no corte ortogonal. Essas simulações foram comprovadas experimentalmente, mostrando que o modelo é coerente com a realidade de formação de rebarbas, como pode ser observado pela Figura 2.6.5.

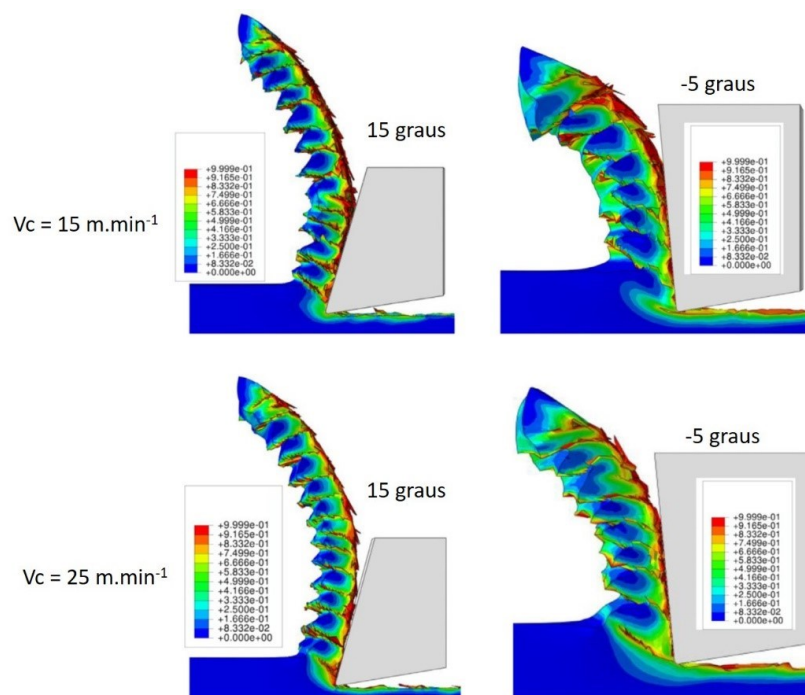


Figura 2.6.5 – Resultados numéricos em todos os parâmetros (adaptado de HARZALLAH et al., 2017)

## 2.7 Força de corte

A norma ABNT NBR 12545 (ABNT, 1991) apresenta descrição sobre força na usinagem, as forças de microusinagem geradas durante o processo não são as mesmas que na usinagem convencional. Por exemplo, a previsão de força de macrocorte baseado em teoria de corte com aresta viva de Merchant (MERCHANT, 1945 *apud* CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006) não pode ser utilizada em operações de microfresamento, devido aos efeitos do raio da aresta, o que resultará em alto ângulo de saída negativa e efeitos elastoplásticos. As forças de microusinagem têm ordem de grandeza bem menor que nos processos convencionais, além disso, apresentam características diferentes da macrousinagem decorrentes do efeito da mínima espessura de corte, recuperação elástica do material usinado (e também da ferramenta de corte), forças residuais ou de sulcamento (*ploughing force*, da literatura inglesa) e batimento radial no caso de ferramentas rotativas (BAO; TANSEL, 2000a, 2000b, 2000c; LIU et al., 2004; VOGLER; DEVOR; KAPOOR, 2004; XIE et al., 2006 *apud* FILIZ et al., 2007, TANVEER et al., 2014). O efeito do *ploughing* pode aumentar significativamente a formação de rebarbas, a rugosidade da superfície e o desgaste da ferramenta (IKAWA; SHIMADA; TANAKA, 1992, KIM; BONO; NI, 2002, MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2009).

Na Figura 2.7.1 pode-se observar um esquema das forças de usinagem para um processo de microfresamento, apresentadas por Diba; Duducha; Jasineviciu (2018). A força de usinagem ( $F_i$ ) ou a força total que atua na microferramenta de corte, causada pela resistência ao corte da camada de material retirada da peça, é a soma vetorial dos três componentes básicos, todos perpendiculares entre si ( $F_{fi}$ ,  $F_{fNi}$  e  $F_{pi}$ ), localizadas no plano de trabalho. Outras forças de usinagem também estão localizadas no plano de trabalho: a força de corte principal ( $F_{ci}$ ), a força de impulso ( $F_{ti}$ ) e a força ativa ( $F_{ai}$ ) como se pode observar pela Figura 2.7.1.

No microfresamento a força  $F_{fNi}$  inverte a orientação quando a espessura de corte ( $h_i$ ) é maior do que o raio da aresta. Quando  $h_i$  é menor do que  $r_e$ , a microferramenta de corte empurra a peça e, quando  $h_i$  é maior do que  $r_e$ , a microferramenta de corte puxa a peça de trabalho, parte (a) da Figura 2.7.1.

Attanasio et al. (2013) estudaram a influência da microestrutura da liga Ti-6Al-4V sobre a força de corte, o estado da microferramenta e a qualidade do canal. Quatro microestruturas diferentes, obtidas por meio de tratamentos de recozimento e recristalização realizados em diferentes tempos e temperaturas, foram testadas. As propriedades mecânicas dos canais foram avaliadas por medições de microdureza e os autores chegaram à conclusão que o canal

e a qualidade da rebarba são afetados pela estrutura do material, e as menores rebarbas foram observadas para microestrutura bimodal.

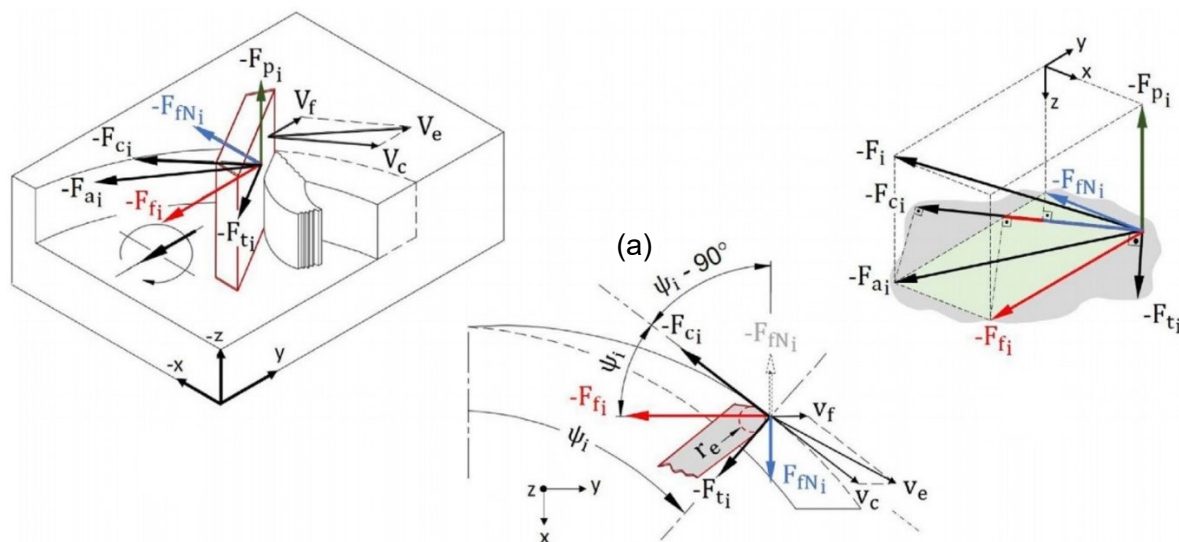


Figura 2.7.1 – Representação esquemática do processo de microfresamento (adaptado de DIB; DUDUCH; JASINEVICIUS, 2018)

Na literatura encontram-se vários trabalhos sobre forças em macrousinagem e também trabalhos com o objetivo de desenvolvimento de modelos para prever a força de corte e/ou a pressão específica de corte nas operações de microusinagem.

Hey et al. (2013) fizeram um estudo para previsão da força e deflexão da microferramenta de corte em um processo de microfresamento de topo, utilizando um modelo de previsão de força de corte que foi desenvolvido com base nos modelos de Tlustý (TLUSTY; MACNEIL, 1975) e Lee (LEE et al., 2001). Kang et al. (2007) apresentaram um modelo de forças de corte em microfresamento de topo considerando os efeitos do raio de ponta da microferramenta.

Tonshoff (1988) *apud* Chae; Park; Freiheit (2006) apontaram que um grande ângulo de saída negativo causa um aumento significativo na força axial (isto é, força passiva), devido à maior área de corte, o que resulta em um aumento no atrito na superfície de saída da ferramenta. As propriedades da peça usinada podem ser alteradas, ou diminuídas, trincas na superfície e tensões internas podem aparecer devido às forças externas, bem como por alterações microestruturais, devido ao calor excessivo (PERIYANAN; NATARAJAN e YANG, 2011).

Özel; Liu; Dhanorker (2007) realizaram microfresamento da liga de alumínio AA 6082-T6 com microferramentas de carbeto de tungstênio, utilizando velocidades de corte variando entre 80 m/min a 160 m/min e avanços por dente variando entre 1,27  $\mu\text{m}/\text{rev}$  e

5,08  $\mu\text{m}/\text{rev}$ , e encontraram forças de avanço e normal entre -3,00 N a 3,00 N. Ao realizar o ensaio com o aço AISI 4340, sob as mesmas condições de corte as forças de avanço mantiveram-se na faixa de -10,00 N a 10,00 N e a força normal entre -40,00 N a 40,00 N.

Ku; Kang; Kim (2010) registraram valores de força no microfresamento variando entre -1,00 N e 1,00 N na usinagem do aço AISI 1045. Bissacco; Hansen; Slunsky (2008) obtiveram forças variando entre -0,50 N e 1,00 N no microfresamento da liga de alumínio AA 6082-T6. Estes resultados mostram que as forças envolvidas em um processo de microusinagem têm ordem de grandeza muito menor do que a variação das forças em um processo de macrousinagem. Assim, o equipamento para obtenção das forças de corte deve ser mais sensível neste caso.

Fang et al. (2003) estudaram as forças nas microferramentas por meio de simulação com elementos finitos, avaliando a diferença de comportamento entre uma microferramenta com diâmetro de 100  $\mu\text{m}$  e 200  $\mu\text{m}$ . Na Tabela 2.7.1 são apresentados alguns resultados da simulação com microfresas de duas arestas de corte, com os diâmetros citados. Pode-se concluir que a microferramenta com diâmetro de 100  $\mu\text{m}$  pode quebrar mais facilmente em comparação com a microferramenta de diâmetro de 200  $\mu\text{m}$ .

Tabela 2.7.1 – Resultados das forças para lascamento e quebra (FANG et al., 2003)

Diâmetro da microfresa ( $\mu\text{m}$ )	Força para lascamento (N)	Força para quebra (N)
100	0,06	0,26
200	0,34	1,54

Em seu artigo Câmara et al. (2012) apresentaram a influência da velocidade de avanço e profundidade de corte na força de avanço no microfresamento da liga de alumínio AA 6262-T5 e cobre eletrolítico, parte (a) da Figura 2.7.2, e níquel puro e grafite, parte (b) da Figura 2.7.2. Eles utilizam uma ferramenta de carbeto de tungstênio ( $\varnothing$  500 mm) e velocidade de corte de 63 m/min (40 000 rpm). Em todas as circunstâncias, a força de avanço aumentou com a velocidade de avanço e com a profundidade de corte. No grafite as forças foram inferiores comparados ao níquel, devido à sua natureza frágil e baixa dureza. Além disso, o grafite foi o menos sensível ao aumento do avanço e profundidade de corte.



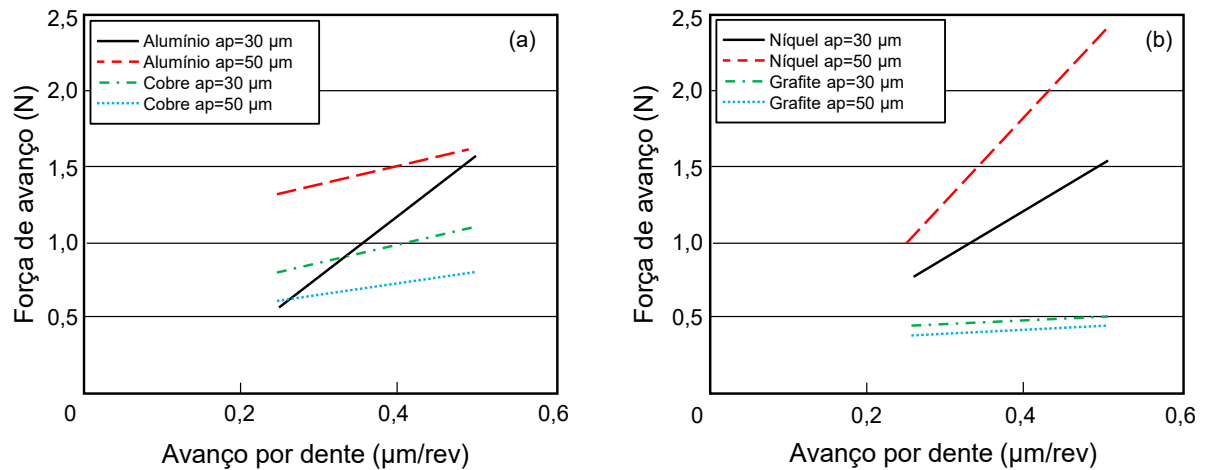


Figura 2.7.2 – Efeito do avanço por dente e da profundidade de corte na força de avanço: (a) liga de alumínio AA 6062-T5 e cobre eletrolítico e (b) níquel puro e grafite (adaptado de CÂMARA et al., 2012)

Ucun; Aslantas; Bedir (2015) comentaram que a força  $F_x$  e a influência do raio de arredondamento da microferramenta são mais críticas para os processos de microfresamento. A Figura 2.7.3 apresenta a variação das forças de corte  $F_x$  e  $F_y$  com a variação do avanço por dente, para microferramenta revestida de DLC e não revestida, após o comprimento usado 10 mm e com profundidade de corte  $100 \mu\text{m}$ . As microferramentas revestidas de DLC apresentaram as duas forças,  $F_x$  e  $F_y$ , menores comparando às da microferramenta sem revestimento. Isso pode ser explicado a partir das propriedades tribológicas do revestimento.

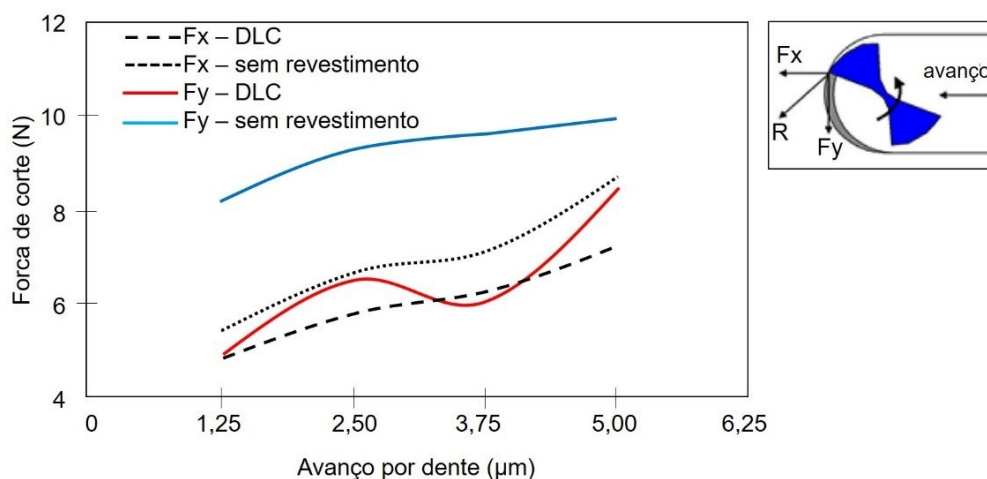


Figura 2.7.3 – Variação das forças com diferentes condições (adaptado de UCUN; ASLANTAS; BEDIR, 2015)

Como apresentado na literatura, a microferramenta com revestimento de DLC tem baixo coeficiente de atrito em contato com o aço, entre 0,05 a 0,15, comparado com a microferramenta sem revestimento que tem coeficiente de atrito entre 0,40 a 0,60, o que resulta em aumento da força de corte. Resultados semelhantes foram encontrados no trabalho de Son; Lim; Ahn (2005).

Niu; Jiao; Cheng (2018) observaram mesma tendência nas diminuições das forças de corte  $F_x$  e  $F_y$  usando microferramenta de diamante natural com raio de aresta  $0,1 \mu\text{m}$  e de carbeto de tungstênio com raio de aresta  $1,4 \mu\text{m}$  no microfresamento da liga de alumínio AA 6082-T6. A microferramenta de diamante natural apresentou menores valores para duas forças. As forças  $F_x$  e  $F_z$  aumentam quase linearmente com o aumento de avanço.

Woon et al. (2008b) *apud* Da Silva (2014) investigaram o efeito do raio de arredondamento da ferramenta na força de corte na usinagem do aço 1045, como é mostrado na Figura 2.7.4. Lee e Dornfeld (2002) dizem que o raio de corte tem influência na formação de rebarbas.

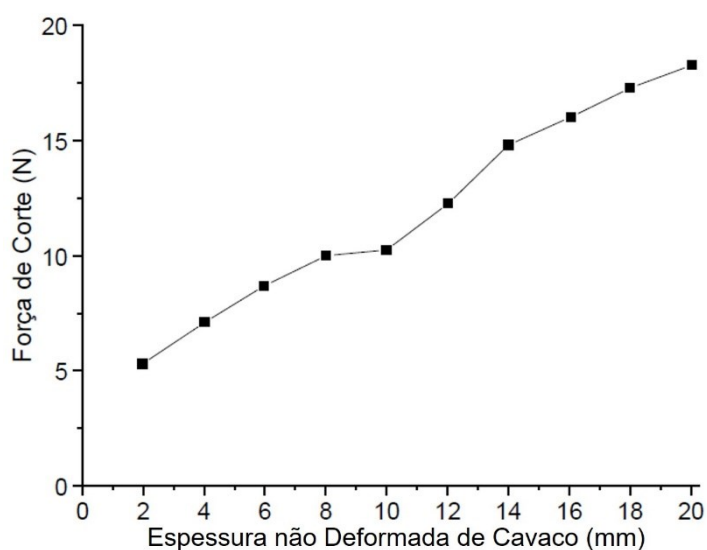


Figura 2.7.4 – Variação da força de corte com a espessura não deformada de cavaco (adaptado de KOPALINSKY e OXLEY, 1984 *apud* DA SILVA, 2014)

Uma consequência do chamado fator de escala em microusinagem é o valor da pressão específica de corte. Na microusinagem a pressão específica de corte é muito elevada, se comparada com os processos de usinagem convencional. A pressão específica de corte ( $k_s$ ), Equação 2.7.1, é definida como a relação entre a força de corte ( $F_c$ ) e a área da seção de corte ( $A$ ) explicado por Ferraresi (1970, p.163). A multiplicação desta equação pela velocidade de corte não altera matematicamente o resultado, mas permite definir a pressão

específica de corte por outra dimensão física do fenômeno de usinagem (RODRIGUES, 2005), a energia específica de corte. Assim, a energia específica de corte é a energia necessária para remover uma unidade de volume de material na unidade do tempo (CHENG e HUO, 2013).

$$k_s = \frac{Fc}{A} \quad (2.7.1)$$

Inicialmente, imaginava-se como sendo uma característica somente do material, similar à tensão de ruptura. Porém ensaios mostram que a pressão específica varia segundo os seguintes fatores: material da peça, material e geometria da ferramenta e área da seção de corte. A pressão específica de corte ou a energia específica de corte é muito maior na microusinagem do que na macrousinagem. Esta é uma das principais consequências do chamado fator de escala.

A pressão específica de corte diminui com a área da seção de corte, conforme se pode constatar na Figura 2.7.5.

Segundo Kopalinsky e Oxley (1984) *apud* Da Silva (2014), resultados relativos à pressão específica para o aço 1045 mostram que: quando a espessura indeformada de cavaco ( $h'$ ) é reduzida de 0,20 mm a 0,01 mm a pressão específica de corte mais do que duplica.

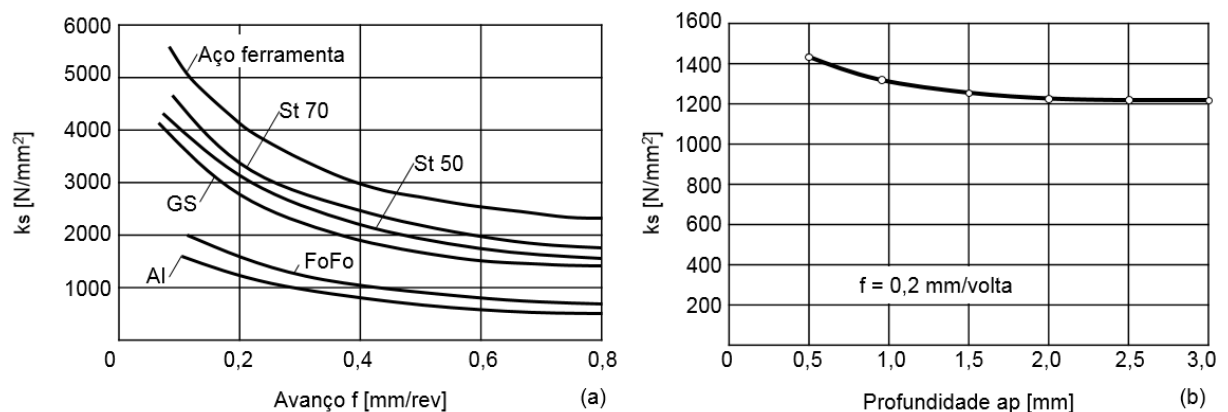


Figura 2.7.5 – (a) - influência do avanço de corte na pressão específica (adaptado de AWF 158, 1949 *apud* FERRARESI, 1970, p.166) e (b) - influência da profundidade de corte na pressão específica (adaptado de SCHALLBROCH; BETHMANN, 1950 *apud* FERRARESI, 1970, p.166)

Na Figura 2.7.6 é apresentada a variação de  $k_s$  com a espessura indeformada do material para o aço 1045 (DA SILVA, 2014). Observa-se ainda que quando os valores de  $h$

tendem a zero, a energia efetiva consumida para arrancar uma unidade de volume de material, tende a valores máximos proporcionando a realização de um trabalho plástico redundante, resultante do sulcamento e do deslizamento da peça na superfície de folga da ferramenta, cuja deformação exige um gasto suplementar de energia, que vem a superar aquela produzida na remoção de material.

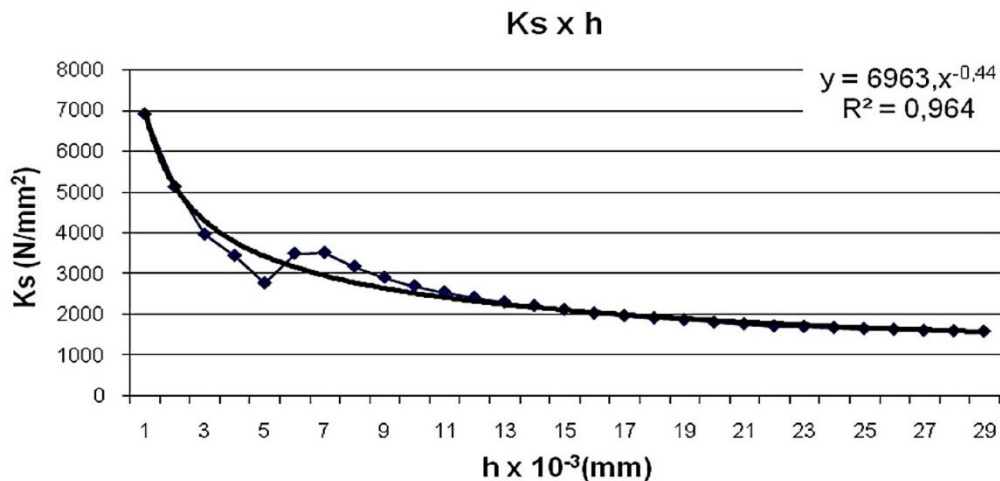


Figura 2.7.6 – Pressão específica em função da espessura do material (DA SILVA, 2014)

## 2.8 Acabamento da peça

O acabamento de uma peça usinada é requisito de projeto e tem grande influência no seu desempenho em serviço. Em microusinagem, o acabamento tem uma importância ainda maior. Assim, é fundamental conhecer como é a influência das condições de corte na rugosidade da superfície usinada, tendo em vista que, dificilmente uma peça microusinada poderá apresentar um processo subsequente de retificação para melhorar o acabamento. Neste caso, utilizam-se outros processos não tradicionais para melhorar a superfície, como a usinagem eletroquímica por exemplo.

A Figura 2.8.1 apresenta uma comparação da capacidade do processo de microusinagem em relação a outros processos tais como usinagem laser, EDM, retificação e o processo LIGA, segundo Byrne; Dornfeld; Denkena (2003). Pela figura pode-se observar que valores de rugosidade superficial  $R_a$  de aproximadamente 5 nm podem ser atingidos na microusinagem de componentes com dimensões na faixa de 1  $\mu\text{m}$ .

Berestovskyi e Hung (2013) dizem que o microfresamento híbrido permite a fabricação de canais em aço inoxidável, nitinol e titânio com a superfície a menos de 100 nm no caso de  $R_a$ . Comparando com a usinagem convencional, torneamento e fresamento, por exemplo, a rugosidade  $R_z$  normalmente alcançada está entre 10  $\mu\text{m}$  a 100  $\mu\text{m}$  (TANIGUCHI, 1983).

Em muitos casos, a rugosidade pode ser utilizada como parâmetro de saída para controlar um processo de microusinagem. Mummery (1992) explica que a rugosidade  $R_a$ , é amplamente empregada como parâmetro de controle de processo, uma vez que alterações no seu valor representam alterações no processo, em especial no desgaste da ferramenta.

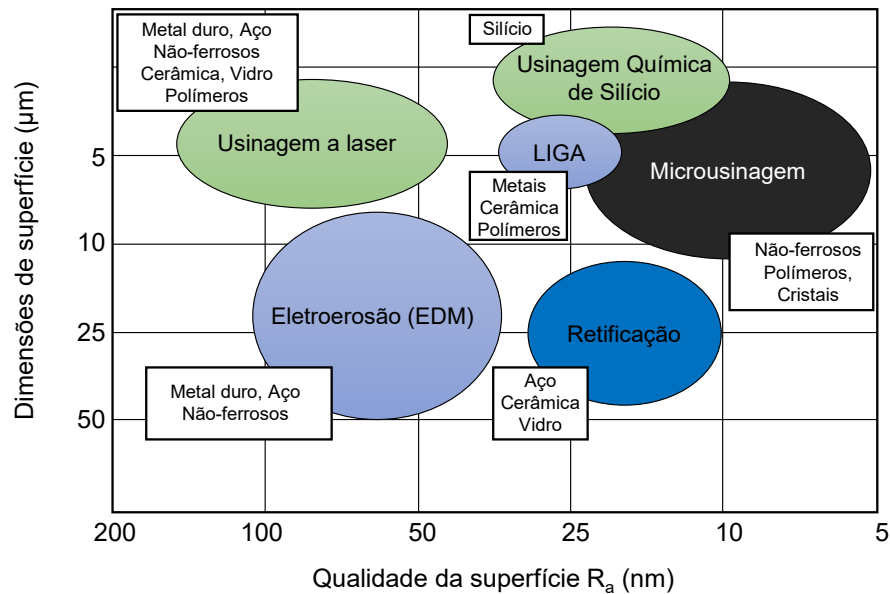


Figura 2.8.1 – Microusinagem em relação a outros processos de usinagem, comparação entre dimensões de superfície  $\times$  qualidade da superfície  $R_a$  (adaptado de BYRNE; DORNFELD; DENKENA, 2003)

Weule; Hüntrup; Tritschler (2001) usinando aços pelo processo de microfresamento observaram que quanto mais homogêneo e duro o material da peça, menores as rebarbas formadas e menores os valores de rugosidade adquiridos. Fleischer e Kotschenreuther (2007) afirmam que o microfresamento permite o melhor acabamento superficial quando comparado com a eletroerosão e a usinagem por laser, além de maiores taxas de remoção de material.

Li e Chou, (2010) em seu trabalho experimental de microfresamento de aço H13, investigaram a influência de diferentes condições de corte na rugosidade superficial  $R_a$ , os resultados são apresentados na Figura 2.8.2. Pode-se observar que a variação do avanço por dente e a variação da rotação nas condições a seco e MQL não influenciaram na rugosidade superficial, ou seja, a rugosidade  $R_a$  variou muito pouco durante 168 mm de usinagem e não ultrapassou valor de  $0,2 \mu\text{m}$ . Santos et al. (2015) comentaram que a rugosidade superficial piorou com o aumento do avanço, ou seja, quando o avanço passou de  $2 \mu\text{m}/\text{rev}$  para  $3 \mu\text{m}/\text{rev}$ , a rugosidade aumentou na microfresamento de aço duplex UNS S32205.

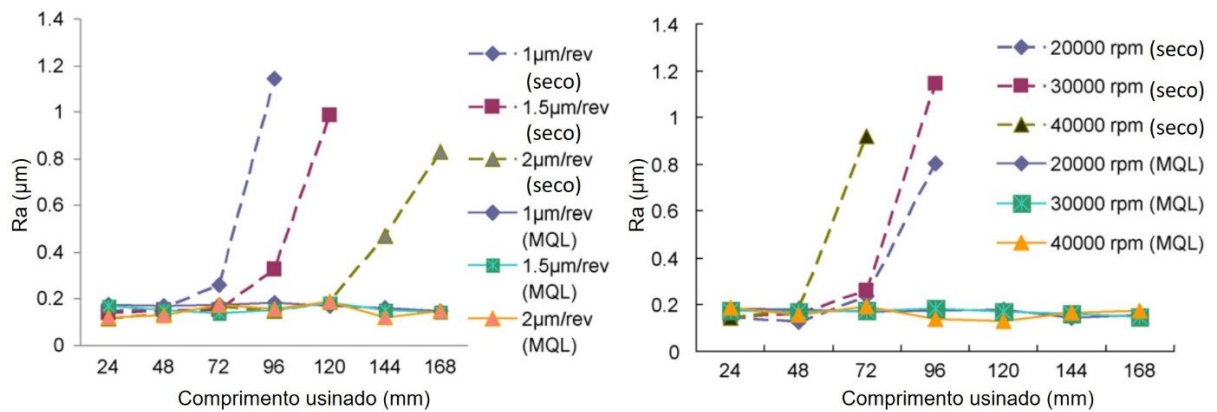


Figura 2.8.2 – Rugosidade da superfície em condições seco e MQL, onde: (a) - variação avanço por dente com rotação constante de 30 000 rpm e (b) - variação de rotação com avanço constante de 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$  (adaptado de LI e CHOU, 2010)

Santos (2016) realizou um trabalho experimental utilizando microfresa revestida de TiN com diâmetro 381  $\mu\text{m}$ , em usinagem a seco de aço duplex UNS S32205, e obteve valores de  $R_a$  entre 0,131  $\mu\text{m}$  e 0,203  $\mu\text{m}$  para rotação de 20 000 rpm e entre 0,250  $\mu\text{m}$  e 0,469  $\mu\text{m}$  para rotação de 30 000 rpm. Já Silva (2017), utilizando microfresa revestida de WXL com diâmetro 400  $\mu\text{m}$ , usinando o mesmo material também a seco, com 30 000 rpm, chegou nos valores  $R_a$  entre 0,198  $\mu\text{m}$  e 0,209  $\mu\text{m}$ . No processo de usinagem convencional, a faixa de valores de rugosidade  $R_a$  aceitável varia de 0,2  $\mu\text{m}$  a 1,6  $\mu\text{m}$  (DINIZ, MARCONDES, COPINNI 2013).

## 2.9 Temperatura

A geração de calor e a distribuição de temperatura ainda é um tema pouco estudado em microusinagem. Os desafios envolvidos nesta tarefa estão relacionados com as limitações dos métodos experimentais disponíveis para a avaliação da temperatura no corte. Os termopares, normalmente utilizados para medir temperaturas pontuais em macrousinagem, são muito intrusivos na microusinagem (CÂMARA et al., 2012).

Samuel et al. (2011) utilizaram termopares para avaliar a temperatura na operação de microtorneamento. Na Figura 2.9.1 é ilustrada a disposição esquemática da configuração de teste utilizada. Os experimentos foram realizados em uma haste de aço 1018 com diâmetro de 6 mm, os parâmetros foram: ferramenta de CBN com raio de aresta de 2,0  $\mu\text{m}$ , rotação nominal de 50 000 rpm, velocidade de corte de 250 m/min, avanço de 5,0  $\mu\text{m}/\text{rev}$  e profundidade de corte de 40  $\mu\text{m}$ . Neste trabalho foi utilizado fluido de corte semissintético com diferentes concentrações de plaquetas de grafeno (0,1%, 0,2% e 0,5%). Pelo gráfico da Figura 2.9.2 pode-se observar que adição de grafeno reduz as temperaturas médias de corte.

No entanto, o artigo não mostra detalhes da fixação e localização dos termopares para obtenção das temperaturas.

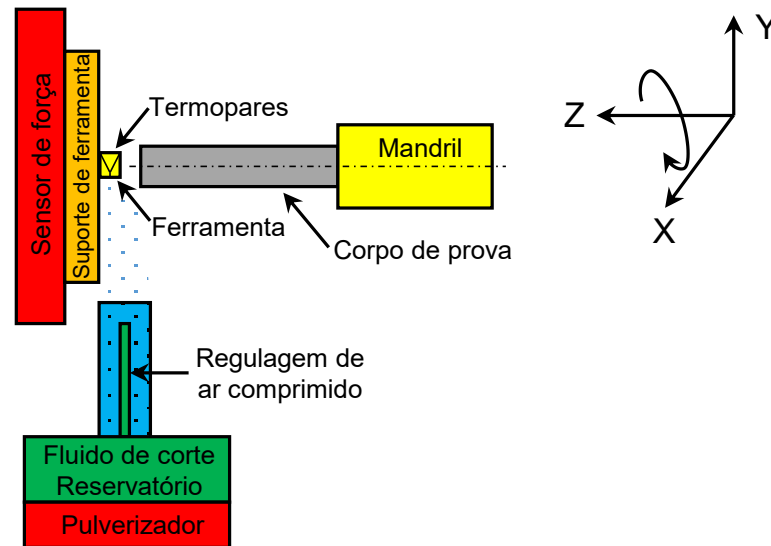


Figura 2.9.1 – Representação esquemática, que mostra procedimento experimental para medição de temperatura no microtorneamento (adaptado de SAMUEL et al., 2011)

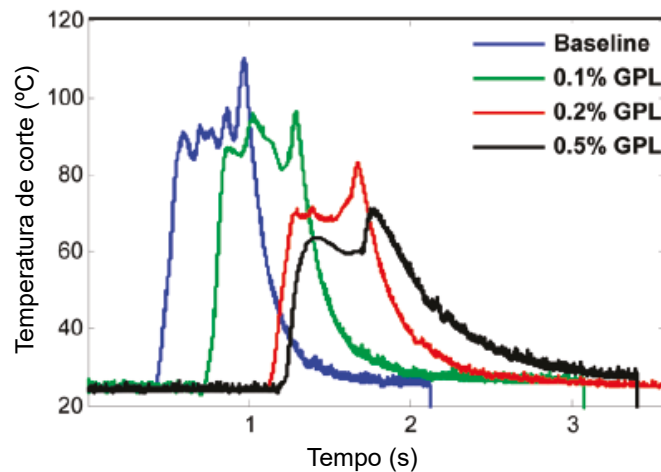


Figura 2.9.2 – Variação de temperatura para diferentes concentrações de grafeno (GPL) (adaptado de SAMUEL et al., 2011)

Wissmiller e Pfefferkorn (2009) obtiveram uma temperatura máxima de 92 °C na microferramenta no microfresamento de aço carbono e 50 °C para liga de alumínio. Esta elevação da temperatura pode ser responsável por uma dilatação considerável (2,77  $\mu\text{m}$  em comprimento) para o microfresamento. Além do efeito da temperatura na resistência da microferramenta, por se tratar de um processo com menores tolerâncias de posicionamento

da microferramenta, a temperatura da máquina-ferramenta é um problema crítico para a microusinagem (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005).

Özel; Liu; Dhanorker (2007) estimaram a temperatura na zona de corte no microfresamento do aço AISI 4340 e da liga de alumínio AA 2024-T6 para mesmas condições de corte. As temperaturas para microusinagem de aço variam de 100 °C a 150 °C e para a liga de alumínio entre 50 °C e 60 °C.

Afazov; Ratchev; Segal (2010) mostraram resultados diferentes obtidos por simulações para o aço AISI 4340. Segundo os autores, a temperatura na zona de corte pode ser superior a 500 °C para velocidade de corte de 283 m/min. Neste caso, a ferramenta foi considerada um corpo rígido isotérmico e o material de trabalho foi modelado com base no modelo de *Johnson-Cook* (JOHNSON; COOK, 1983). Pratap; Patra; Dyakonov (2015) usaram a equação *Johnson-Cook* para prever as forças de corte, as tensões e a distribuição de temperatura no microfresamento da liga Ti-6Al-4V. Já Ribeiro et al. (2018) usaram o método *Transfer Function Based on Green's Function* com uma solução analítica transiente 3D de uma peça durante um processo de microfresamento para obter campos de distribuição de temperaturas por meio de um problema inverso de condução de calor em liga de alumínio 6365.

Özel et al. (2011) utilizaram a simulação para prever a temperatura e o desgaste no microfresamento da liga Ti-6Al-4V para microferramenta de 508 µm de diâmetro. Na Figura 2.9.3 pode-se observar a distribuição das temperaturas durante o corte e o desgaste da microferramenta na ponta de corte. O raio de ponta utilizado foi de 3 µm. Os autores relatam que a máxima taxa de desgaste para este tipo de microferramenta é 0,61 µm/s, como pode ser observado na parte (b) da Figura 2.9.3.

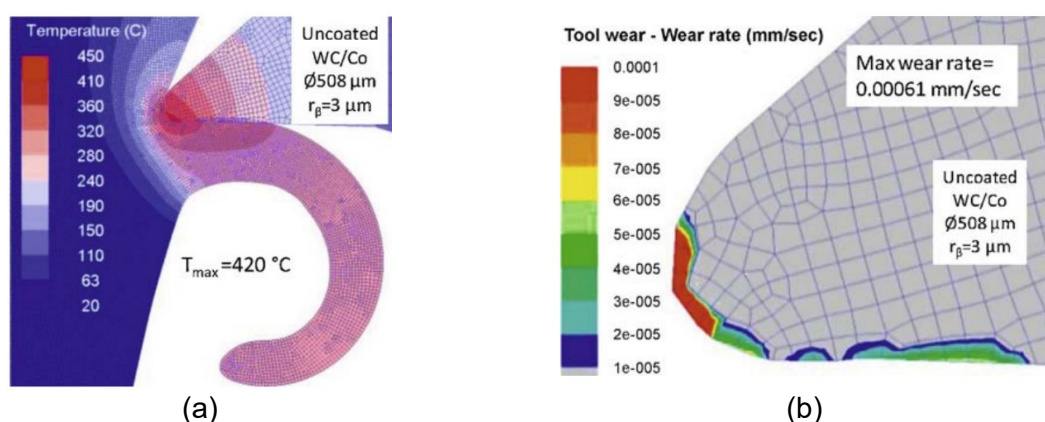


Figura 2.9.3 – (a) - distribuições de temperatura da cunha cortante e (b) - distribuições de taxa de desgaste (ÖZEL et al., 2011)



Mamedov e Lazoglu (2016) apresentaram uma simulação no processo de microfresamento de Ti-6Al-4V para determinação da temperatura de corte (Figura 2.9.4). Os autores mostram a variação da temperatura na ponta da microferramenta e na peça, em diferentes ângulos de corte.

Yang et al. (2011) mostraram em seu trabalho, como resultados de simulação, que o aumento do raio da microferramenta aumenta a força de corte, enquanto a tensão efetiva e a temperatura média de corte diminuem ligeiramente.

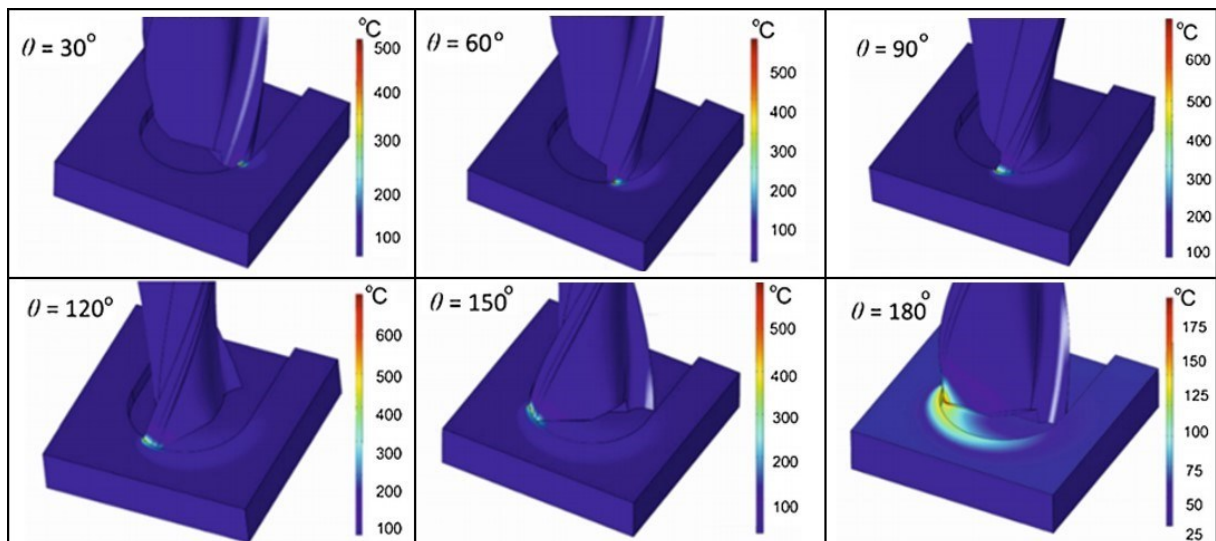


Figura 2.9.4 – Perfis de temperatura em diferentes ângulos de corte (adaptado de MAMEDOV e LAZOGLU, 2016)

## 2.10 Propriedades do titânio e suas ligas

Historicamente já foi comprovado que titânio e suas ligas são materiais de difícil usinagem. Como dizem os autores Kahles et al. (1985) e Donachie Jr (1988), a dificuldade na usinagem ocorre por causa das características metalúrgicas especiais, no entanto há pouco aumento das forças de usinagem quando comparado com aços de mesma dureza.

A liga Ti-6Al-4V tem baixa densidade, baixo nível de corrosão, alta resistência mecânica, boa resistência térmica e química, no entanto, a usinagem é difícil devido à sua dureza e sua baixa condutividade térmica que dificulta a dissipação de calor da área de corte (YAMADA, 1996, RIBEIRO; MOREIRA; FERREIRA, 2003, CHE-HARON; JAWAID, 2005, HASÇALIK; ÇAYDAŞ, 2007, SUN; BRANDT; DARGUSCH, 2010 e DANDEKAR; SHIN; BARNES, 2010).

Polmear (1989) comentou que a liga de titânio mais usada, ocupando mais que 50% do mercado, é a Ti-6Al-4V. Essa liga possui uma microestrutura do tipo alfa ( $\alpha$ ) - beta ( $\beta$ ) que

contém 6% de alumínio e 4% de vanádio em massa. Tem excelente combinação de resistência e tenacidade aliada à excelente resistência à corrosão. Na Tabela 2.10.1 pode-se observar uma comparação entre as propriedades mecânicas da liga Ti-6Al-4V e do aço AISI 1045.

Tabela 2.10.1 – Propriedades mecânicas da liga Ti-6Al-4V comparadas com aço carbono (METALS HANDBOOK, 1980; HARVEY, 1982 *apud* MACHADO e WALLBANK, 1990)

Material	Limite elástico (MPa)	Tensão de ruptura (MPa)	Alongamento (%)	Redução na área (%)	Módulo de elasticidade (GPa)	Dureza (HV)	Densidade (g/cm <sup>3</sup> )	Calor específico 20 °C a 100 °C (J/kg K)	Condutividade térmica (W/m K)
Ti-6Al-4V	895	825	10	20	110	340	4,43	580	7,3
AISI 1045	625	530	12	35	207	179	7,84	486	50,7

É importante notar as boas propriedades mecânicas que a liga de titânio tem a oferecer, no entanto suas propriedades térmicas são baixas. Vários autores como Narutaki; Murakoshi (1983), Che-Haron (2001), Nabhani (2001) e Rahman; Wong; Zareena (2003) dizem que o desgaste da ferramenta ocorre de forma rápida e progressiva devido às altas temperaturas de corte e alta adesão entre a ferramenta e o material usinado, o que ocorre devido à sua baixa condutividade térmica.

Devido à importância desta liga, foram realizados vários estudos sobre o desgaste da ferramenta na usinagem, e microusinagem, da liga de titânio, entre eles: Hartung; Kramer (1982), Narutaki; Murakoshi; Motonishi (1983), Dearnley; Gearson (1986), Wang; Zhang (1988), Brookes; James; Nabhani (1991), Bhaumik; Divakar; Singh, (1995), Jawaid; Che-Haron; Abdullah (1999), Jawaid; Sharif; Koksai (2000), Zoya; Krishnamurthy (2000), Corduan et al. (2003), Wang; Rahman; Wong (2005), Bermingham et al. (2015), Sadik; Isakson, (2017), Balaji et al. (2018) e Dargusch et al. (2018).

Machado e Wallbank (1990) destacaram que a baixa usinabilidade do titânio tem conduzido muitas empresas (por exemplo, Rolls-Royce e General Electric) a investir muito dinheiro no desenvolvimento de técnicas que venham a minimizar o seu custo. Ferraresi (1970, p.568) comentou que os fatores que influenciam na usinabilidade dos materiais são aqueles ligados ao: material da peça, condições de usinagem e, por último tipo de critério de avaliação.

# CAPÍTULO III

## PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste trabalho foi utilizado o Sistema Internacional de Unidades (INMETRO, 2012) e Vocabulário Internacional de Metrologia (INMETRO, 2012).

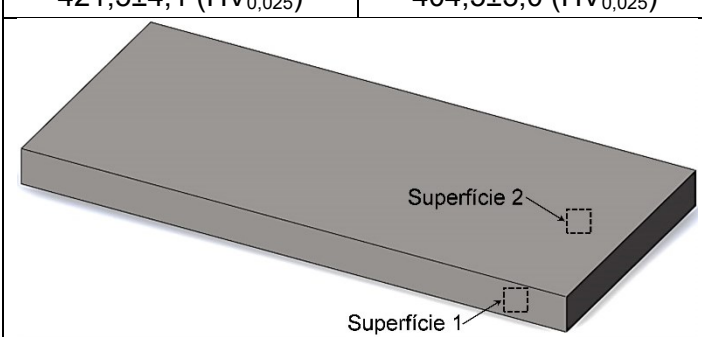
Foram realizados testes específicos para determinar o desempenho das microfresas com e sem revestimento após o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V com aplicação de MQL por meio de medições do desgaste da microferramenta, das dimensões das rebarbas formadas, da qualidade superficial através de imagens de MEV e da rugosidade dos canais.

### 3.1 Caracterização do material

O material utilizado foi a liga Ti-6Al-4V na forma de barras fabricadas pelo processo de laminação a quente. Primeiramente, foi realizada uma análise de microdureza da amostra. A Tabela 3.1.1 apresenta a microdureza média medida em duas superfícies. A média foi obtida a partir de 4 medições com desvio padrão (intervalo de confiança de 99,70%). Para tal foi utilizado um indentador de diamante, com uma carga aplicada de 245,2 mN ( $HV_{0,025}$ ) durante 15 s. Este ensaio foi realizado utilizando microdurômetro marca *SHIMADZU HMV-2*.

Tabela 3.1.1 – Microdureza (Vickers) medida do Ti-6Al-4V

Superfície 1	Superfície 2
421,5±4,1 ( $HV_{0,025}$ )	404,5±3,0 ( $HV_{0,025}$ )



O diagrama mostra uma barra retangular tridimensional. Duas superfícies são indicadas com caixas tracejadas e setas: 'Superfície 1' aponta para a face inferior da barra, e 'Superfície 2' aponta para a face superior da barra.

A composição química nominal do Ti-6Al-4V é apresentada na Tabela 3.1.2. Para comprovar se a composição química da amostra era equivalente ao nominal foi realizada uma análise via espectroscopia de energia dispersiva (EDS). Neste ensaio foi utilizado o equipamento modelo *SwiftED3000* do fabricante *Hitachi High-Technologies Corporation*<sup>®</sup>. A Tabela 3.1.3 apresenta os resultados da composição química medida dos elementos do material da peça, tempo de aquisição de 30 s, tempo de processamento de 5 s e tensão de aceleração de 15 kV.

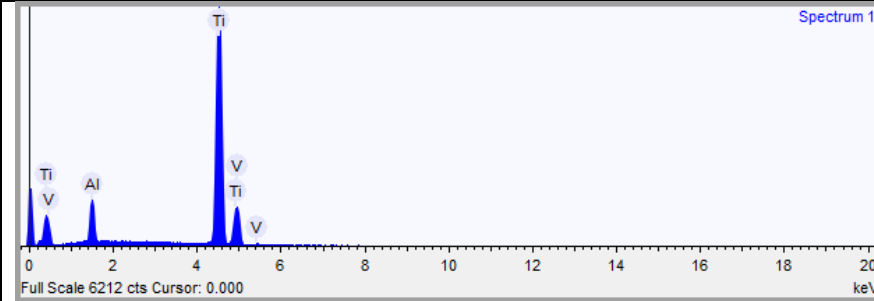
Tabela 3.1.2 – Composição química nominal da liga Ti-6Al-4V (ROSENBERG; CHESNUTT; MARGOLIN, 1982 *apud* DRAGOLICH; DiMATTEO, 1995 p.184)

Composição, (%) em peso (wt%)		
Elementos	Padrão	ELI*
Al	5,750 – 6,750	5,500 – 6,500
V	3,500 – 4,500	3,500 – 4,500
Fe	0,250	0,250
O	0,200	0,130
N	0,050	0,050
H	0,015	0,015
C	0,080	0,080

Obs: \**Extra Low Interstitial*, da literatura inglesa.

Tabela 3.1.3 – Composição química medida do Ti-6Al-4V

Elementos	Composição em peso, (%)	Peso atômica, (%)
Ti	89,943±0,265	86,105
Al	6,057±0,123	10,294
V	4,000±0,250	3,601

Também foi realizada uma análise microestrutural do Ti-6Al-4V, utilizando parte da superfície 1 da Tabela 3.1.1. Foi realizado o procedimento de lixamento utilizando em sequência lixas de granulometria 220 mesh, 320 mesh, 400 mesh, 600 mesh e 1200 mesh. Após o lixamento a superfície foi polida com óxido de alumínio (alumina) de 1 µm. Com a superfície já preparada, as amostras foram atacadas por meio de imersão por cerca de 5 s a 10 s em uma solução de “Kroll's”. Dessa forma, pôde-se obter a microestrutura do material,

mostrada na imagem da Figura 3.1.1, obtida com o auxílio de um microscópio eletrônico de varredura (MEV).

Nesta figura pode-se observar a presença das duas estruturas cristalinas características desta liga de titânio, fases alfa e beta. Também foi realizada a quantificação da fração volumétrica de cada fase do material. Foi verificado que a fase alfa possui fração volumétrica de 56,124% e a fase beta de 43,876%, este resultado está de acordo com a literatura, que prevê frações volumétricas praticamente iguais com predominância da fase alfa conforme demonstrado por Froes (2015).

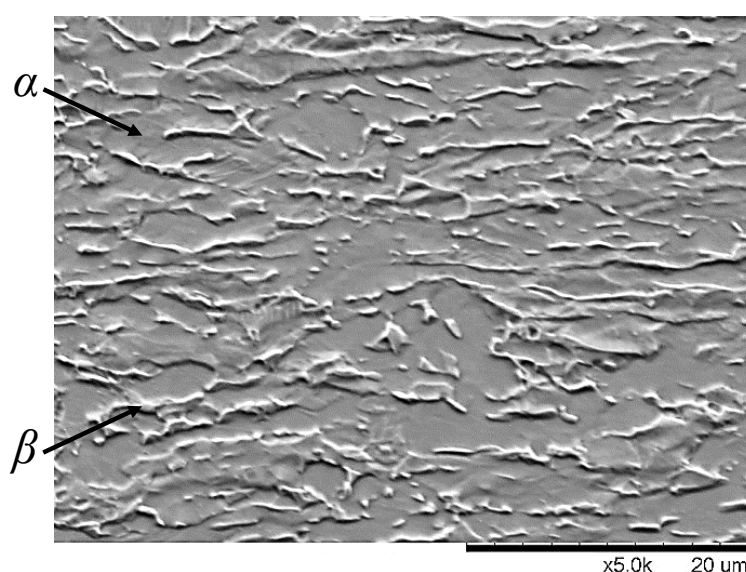


Figura 3.1.1 – Microestrutura do Ti-6Al-4V

### 3.2 Fixação e preparação do corpo de prova

A fixação do corpo de prova na máquina é uma etapa muito crítica, pois os desvios de planeza e perpendicularidade devem possuir ordem de grandeza inferior à do processo. Toda a preparação do corpo de prova foi feita após a fixação na morsa, mostrada na Figura 3.2.1. O conjunto morsa-amostra foi fixado na mesa da microfresadora utilizando travas de fixação para garantir rigidez durante o microfresamento.

Antes da realização dos ensaios de microfresamento, os corpos de prova foram fresados na parte superior num centro de usinagem vertical CNC Discovery 760, com 9 kW de potência e rotação máxima de 10 000 rpm, do fabricante *ROMI*, para nivelar a superfície e garantir baixos desvios de perpendicularidade e paralelismo.

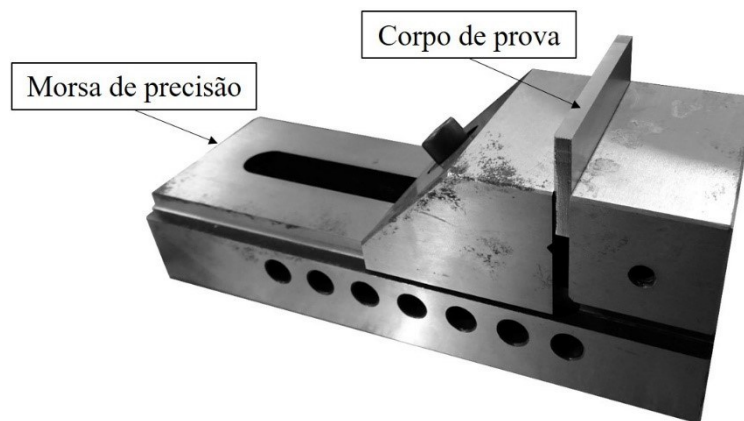


Figura 3.2.1 – Fixação do corpo de prova

Após a preparação a peça ficou com as seguintes dimensões 60,0 mm × 27,0 mm × 4,2 mm. Os ensaios de microfresamento foram realizados na face de 4,2 mm, lateral do corpo de prova como ilustra a Figura 3.2.2. Para medir as dimensões da peça foi utilizado um paquímetro analógico, do fabricante *Mitutoyo*<sup>®</sup> (resolução de 0,05 mm com faixa nominal de 150 mm). Neste trabalho também foram utilizados uma régua (resolução de 0,5 mm com faixa nominal de 300 mm), um micrômetro analógico com resolução de 0,01 mm com faixa nominal de 25 mm e um relógio comparador analógico cuja resolução é 1  $\mu$ m, todos do fabricante *Mitutoyo*<sup>®</sup>.

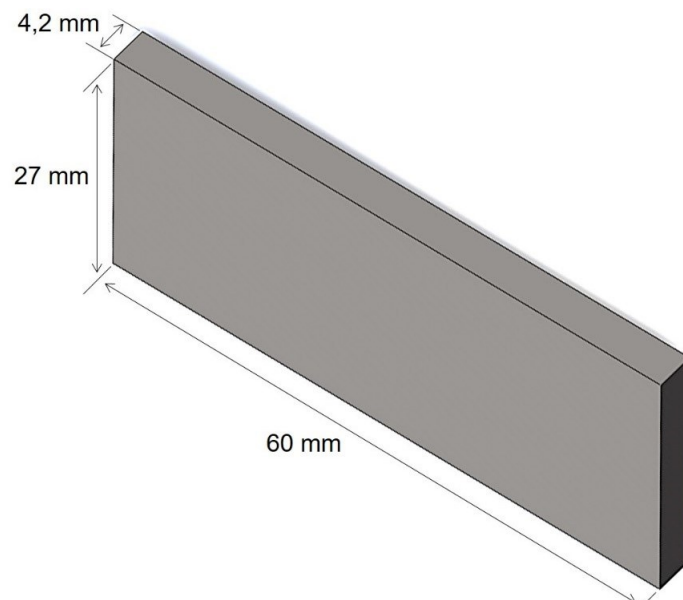


Figura 3.2.2 – Representação da geometria dos corpos de prova

Após a preparação do corpo de prova, foi medido o perfil de rugosidade da superfície para garantir que a rugosidade fosse pequena quando comparada com a profundidade de corte a ser utilizada nos testes. Como pode ser observado na Figura 3.2.3, o valor da

rugosidade média  $R_a$  foi de  $0,11 \mu\text{m}$  (filtro Gauss com *cut-off* de  $0,8 \mu\text{m}$  de acordo com norma ABNT NBR ISO 4288 (ABNT, 2008)) e a rugosidade máxima  $R_t$  manteve-se inferior a  $1 \mu\text{m}$ .

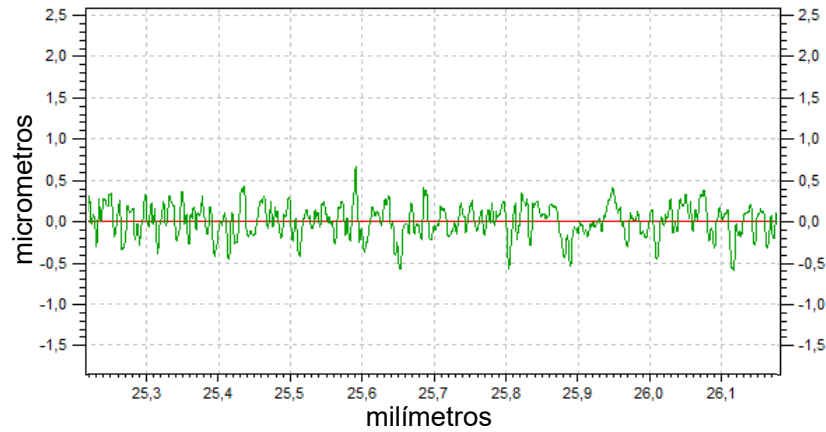


Figura 3.2.3 – Perfil de rugosidade da superfície do corpo de prova

### 3.3 Microferramentas

Neste trabalho foram utilizadas microferramentas de metal duro com diâmetro de  $152,4 \mu\text{m}$  ( $0,0060''$ ) com tolerância de  $12,7 \mu\text{m}$  ( $0,0005''$ ) fabricadas pela empresa *Performance Micro Tools*<sup>®</sup>. Os diâmetros das microfresas foram verificados via microscópio eletrônico de varredura e correspondem às dimensões e tolerâncias do fabricante. Os revestimentos TiAlN e DLC, foram depositados exclusivamente para este trabalho, ou seja, não são microferramentas comerciais. Os seguintes raios de aresta foram medidos no MEV:

- Sem revestimento, com raio de aresta aproximado de  $1,0 \mu\text{m}$ , parte (a) da Figura 3.3.1.
- TiAlN, com raio de aresta aproximado de  $1,5 \mu\text{m}$ , parte (b) da Figura 3.3.1.
- DLC, com raio de aresta aproximado de  $2,5 \mu\text{m}$ , parte (c) da Figura 3.3.1.

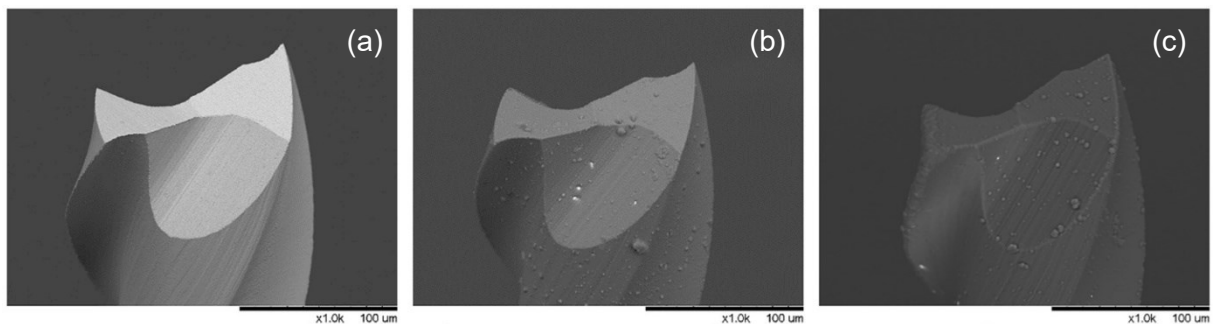


Figura 3.3.1 – Microferramentas de MD com diferentes revestimentos

Cselle (1998) *apud* Santos; Sales (2007, p.132) apresentaram as principais características dos revestimentos. Como pode ser observado na Tabela 3.3.1. Após medições da espessura do revestimento, os resultados mostraram que para o TiAlN a espessura é de aproximadamente 1,0  $\mu\text{m}$  e o revestimento DLC tem aproximadamente espessura de 2,5  $\mu\text{m}$ . As medições das espessuras dos revestimentos foram feitas após algumas microferramentas quebrarem nos ensaios, expondo o substrato. A Figura 3.3.2 apresenta um exemplo para a medição da espessura do revestimento TiAlN.

Tabela 3.3.1 – Principais características dos revestimentos (adaptada de CSELLE, 1998 *apud* SANTOS e SALES, 2007, p.132, DLC COATINGS, 2018).

	TiAlN	DLC
Estrutura	Mono	Mono
Número de camadas	1 (2*)	1
Cor	Preto-violeta	Cinza
Espessura ( $\mu\text{m}$ )	1,5 - 3,0	0,5 - 10,0
Microdureza ( $\text{HV}_{0,05}$ )	3 300	1 000 - 10 000
Coefficiente de atrito em contato com o aço	0,30	0,05 - 0,15
Condutividade térmica ( $\text{kW/mK}$ )	0,05	2,00
Máxima temperatura de trabalho ( $^{\circ}\text{C}$ )	800	350 - 600

Obs: \*  $\text{Al}_2\text{O}_3$  devido à oxidação.

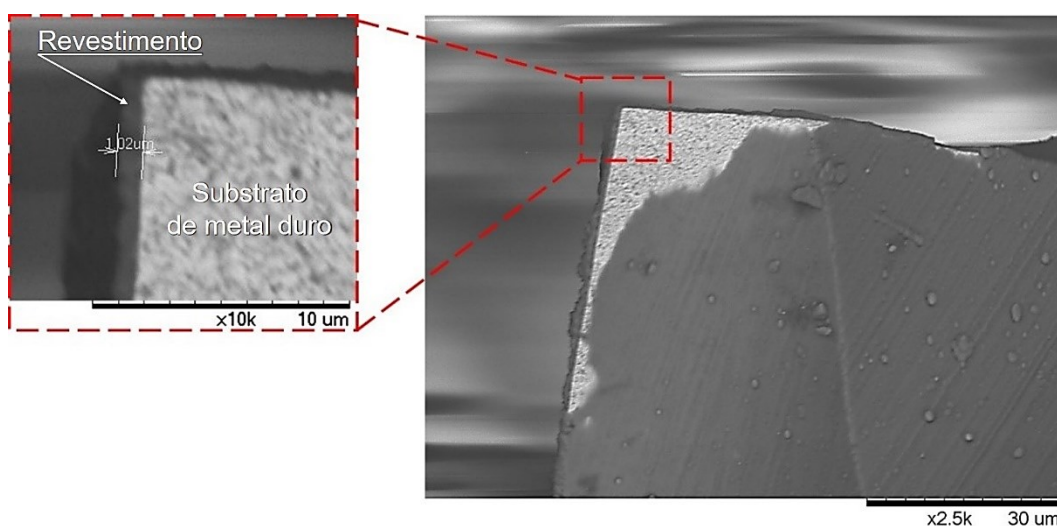


Figura 3.3.2 – Superfície de saída da microfresa quebrada, microferramenta revestida de TiAlN

### 3.4 Equipamentos utilizados

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem – LEPU. Para a realização dos testes de microfresamento, utilizou-se uma máquina



CNC Mini-mill/GX do fabricante *Minitech Machinery*<sup>®</sup> com 4 eixos. Os eixos X, Y e Z possuem deslocamento máximos de 300 mm, 228 mm e 228 mm respectivamente. A velocidade de avanço máxima é de 1 000 mm/min. Esse equipamento é apresentado na Figura 3.4.1.

A máquina utilizada possui dimensões reduzidas e está apoiada em uma base de granito para garantir rigidez ao sistema. No intuito de eliminar vibrações provenientes do ambiente externo durante a microusinagem, uma mesa inercial foi projetada para ser utilizada com a máquina. A mesa da microfresadora possui comprimento de 490 mm e largura 154 mm contendo furos para fixação do corpo de prova e mecanismo de deslocamento por rolamento linear marca THK.

A característica mais importante desta máquina-ferramenta é a rotação máxima do eixo árvore, que é de 60 000 rpm, por meio de um motor elétrico *Nakanishi* modelo EM-3060. A rotação do motor é controlada por um controlador *Nakanishi* modelo E3000. Esta máquina tem resolução de posicionamento de 0,1  $\mu\text{m}$  para cada eixo. Foram medidos os batimentos radial e axial do eixo árvore na microferramenta de acordo com norma ABNT NBR ISO 463 (ABNT, 2013), utilizando relógio comparador com leitura de 1  $\mu\text{m}$ , e não foi detectado nenhum batimento. Os resultados das medições apresentaram valor de 0  $\mu\text{m}$ .

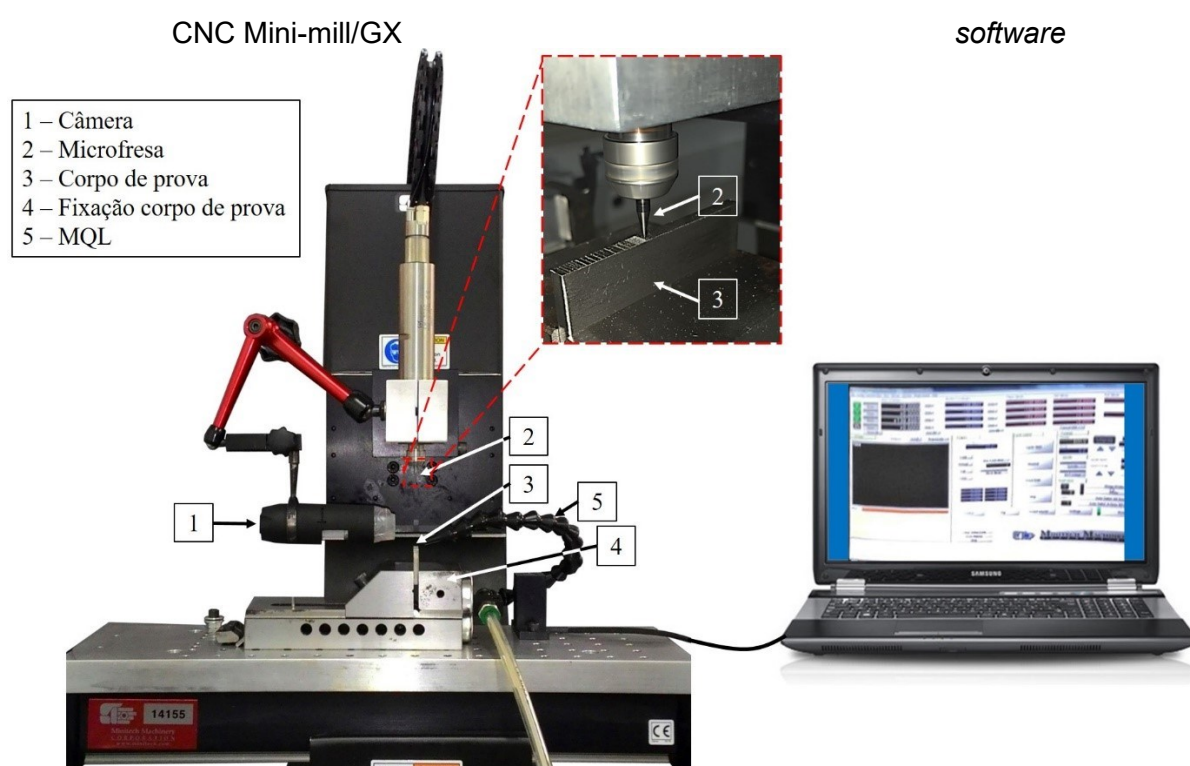


Figura 3.4.1 – Máquina CNC Mini-mill/GX com *software*

Para avaliação de desgaste das microferramentas e integridade da superfície usinada, foi utilizado um microscópio eletrônico de varredura modelo *HITACHI TM3000*.

As configurações adotadas foram: aumento de 15x a 30 000x, tensão de aceleração de 5 kV, 15 kV e Analy, modo de imagem: COMPO, Shadow 1, Shadow 2 e TOPO, comprimento do eixo X de  $\pm 17,5$  mm e do eixo Y de  $\pm 17,5$  mm, autofocus e brilho/contraste automático (HITACHI HIGH-TECHNOLOGIES CORPORATION, 2011) e um espectroscopia de energia dispersiva modelo *SwiftED3000*.

Para medição de altura de rebarba foi utilizado o perfilômetro de contato da marca *Taylor Hobson*<sup>®</sup>, modelo Form Talysurf Intra 50, com raio de ponta do apalpador de 2  $\mu\text{m}$  (Figura 3.4.2) e *software Taylor Hobson ultra* com resolução de 3 nm e 16 nm na faixa de medição de 0,2 mm e 1,0 mm, respectivamente (TAYLOR HOBSON, 2012).

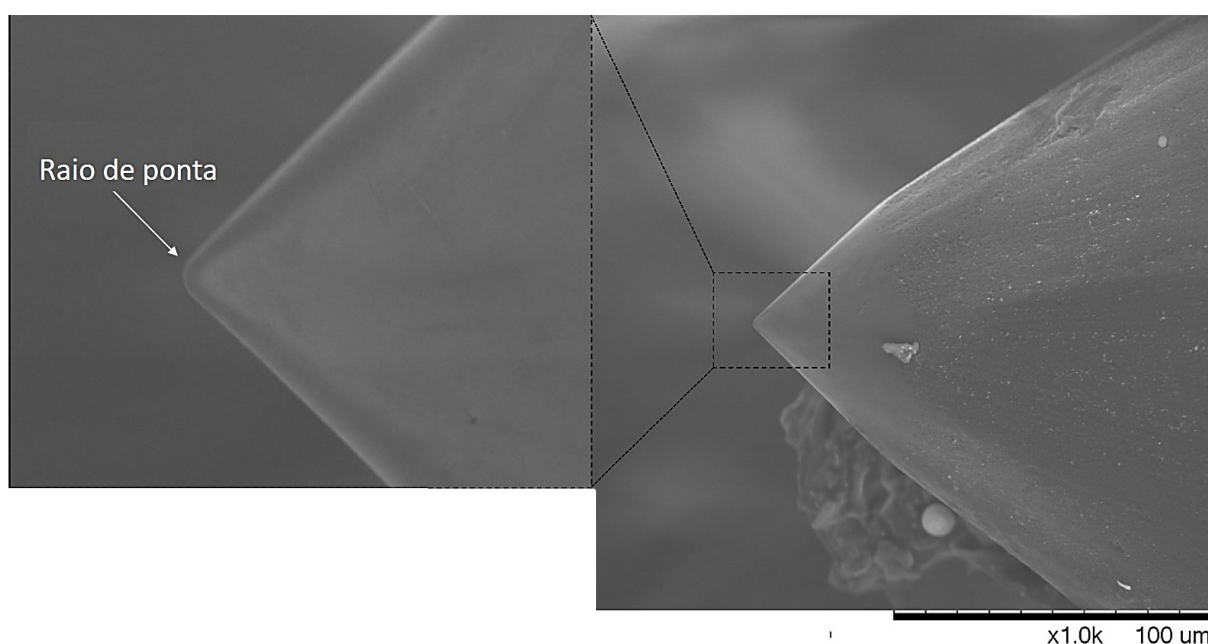


Figura 3.4.2 – Raio de ponta do apalpador de diamante

### 3.5 Posicionamento da microferramenta

O posicionamento da microferramenta em um processo de microusinagem requer atenção especial. Este trabalho adotou uma metodologia simples, que resultou em erros de posicionamento próximos a 0,1  $\mu\text{m}$ , mas que demanda muito tempo. A Figura 3.5.1 ilustra uma aproximação de uma microferramenta, monitorada com uma câmera USB. Após esta aproximação, a microferramenta é movimentada na direção axial até tocar a peça, utilizando o menor avanço da máquina (0,1  $\mu\text{m}$ ). O toque da microferramenta na peça é visualizado por meio do mesmo microscópio.

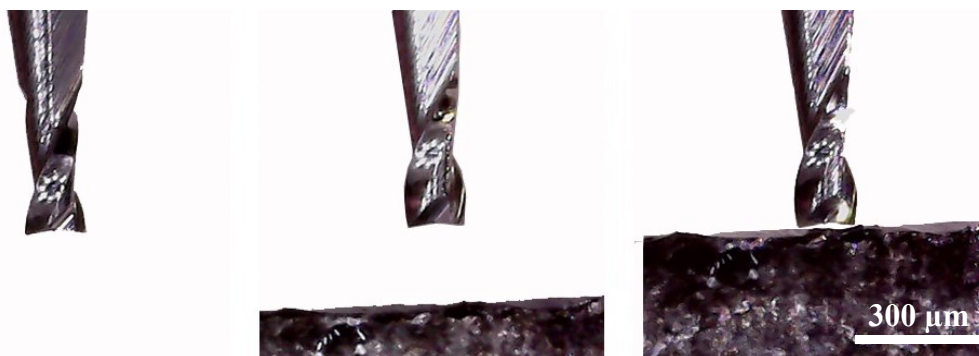


Figura 3.5.1 – Posicionamento da microferramenta

Um método alternativo foi apresentado por Kajaria et al. (2012). Os autores utilizaram um sensor de deslocamento a laser com resolução de  $0,5 \mu\text{m}$  para referenciar microferramenta com diâmetro de  $1\,000 \mu\text{m}$ , o sensor laser foi montado em um suporte rígido que não estava conectado à máquina-ferramenta. A precisão da posição da microferramenta demonstrou baixa repetibilidade, aproximadamente  $\pm 3 \mu\text{m}$ . O método utilizado neste trabalho apresenta menores variações e maior confiabilidade.

### 3.6 Parâmetros de corte

Os ensaios de microusinagem consistiram em usinar microcanais no corpo de prova, com comprimento de  $4,2 \text{ mm}$  e tempo de microusinagem de  $1,0 \text{ min}$  aproximadamente por canal. Estes ensaios foram feitos com aplicação de mínima quantidade de lubrificação e em condição a seco para comparação do desgaste da microferramenta, da formação de rebarbas, dos aspectos visuais da superfície e da rugosidade do canal. Foi utilizado o fluido de corte Coolube 2210EP do fabricante *UNIST*<sup>®</sup>, com pressão de ar de  $33 \text{ psi}$  ( $0,23 \text{ MPa}$ ) e vazão de  $40,7 \text{ ml/h}$ . Com essa pressão do ar, a velocidade do jato excede a velocidade de corte da microferramenta, o que é necessário para certificar-se de que a lubrificação será adequada, conforme comentado por Li et al. (2015). A Figura 3.6.1 ilustra o processo de microfresamento e a direção da aplicação de mínima quantidade de lubrificação.

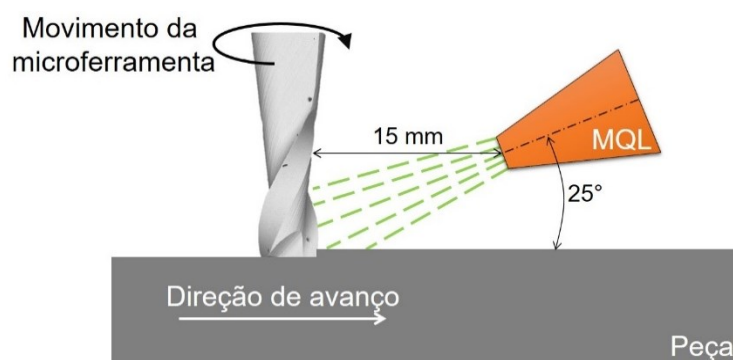


Figura 3.6.1 – Direção de aplicação do fluido de corte

As condições de corte utilizadas neste trabalho são mostradas na Tabela 3.6.1.

Tabela 3.6.1 – Condições de corte utilizadas

	Rotação (rpm)	Velocidade de corte $V_c$ (m/min)	Avanço por dente $f_z$ ( $\mu\text{m}/\text{dente}$ )	Avanço da mesa $V_f$ (mm/min)	Profundidade de corte $a_p$ ( $\mu\text{m}$ )	Penetração de trabalho $a_e$ ( $\mu\text{m}$ )
MQL	20 000	9,6	0,1	4,0	10,0	152,4
Seco						

### 3.7 Medições

De acordo com norma ABNT NBR NM ISO 1 (ABNT, 1997) a temperatura padrão de referência para medições dimensionais (altura da rebarba, rugosidade, etc.) é 20 °C. A temperatura da sala onde os testes e as medições foram realizados foi mantida em 20±2 °C monitorado com sensor de temperatura calibrado, evitando desvios devido à dilatação térmica da peça e dos equipamentos utilizados. Jain (2013, p. 309) comenta que a variação da temperatura pode ter um grande efeito nos resultados de medição.

Para obtenção dos resultados foram realizadas de 3 a 5 medições e por meio delas calculada a média e o desvio padrão. Os intervalos de confiança utilizados foram de 68,27% e 99,70%. Também foram usadas as regras de arredondamento na numeração decimal de acordo com norma ABNT NBR 5891 (ABNT, 1977).

Antes da microusinagem, as microferramentas foram analisadas por meio no MEV e obtidos imagens 2D das microferramentas novas. Após a microusinagem de cada canal, a microferramenta foi retirada da microfresadora e novamente avaliada no MEV para analisar o desgaste. Ressalta-se que foram feitas imagens das microferramentas desgastadas nas mesmas posições e ampliação das microferramentas novas.

Além disso, imagens da superfície principal de folga da microferramenta foram obtidas para análise dos mecanismos de desgaste. A Figura 3.7.1 apresenta as dimensões utilizadas

para avaliar o desgaste. O desgaste 1 (D1) e o desgaste 2 (D2), Figura 3.7.1, foram medidos na superfície principal de folga por meio da distância encontrada como sendo a diferença do tamanho do raio de aresta da microferramenta nova com a desgastada. Para tanto, utilizou-se o *software* ImageJ 1.43u calibrado com a escala disponibilizada pelo MEV, que pode ser observada nas imagens presentes neste trabalho. Essa metodologia de medição do desgaste da microferramenta foi desenvolvida pelo autor do trabalho, uma vez que não existem normas para medição de desgaste em microferramentas.

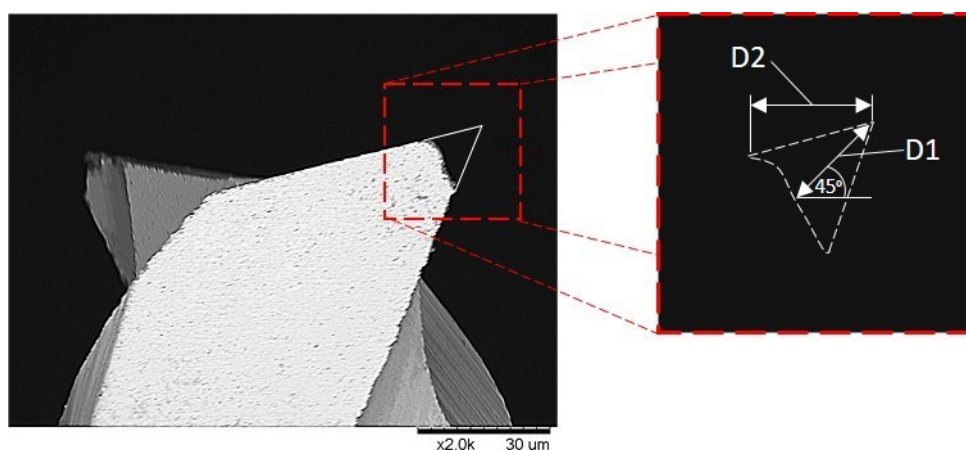


Figura 3.7.1 – Exemplo visual de medição do desgaste da microferramenta

Além da metodologia de medição de D1 e D2 proposta, foi analisada a possibilidade de avaliar o desgaste da microferramenta por meio de sua perda de massa, com uma balança *Sartorius Micro* modelo MC 210 P com resolução de 0,00001 g, faixa nominal de 60 g e repetibilidade (desvio padrão de acordo com norma DIN 1319-3 (DIN, 1996)) de  $\leq \pm 0,02000$  g no intervalo 0 a 50 g, segundo Sartorius AG (2000). Em um ensaio realizado a microfresa nova possuía massa de  $3,82677 \pm 0,00002$  g e após 2 min de microusinagem a microfresa passou a ter massa de  $3,82682 \pm 0,00003$  g, ou seja, sua massa aumentou 0,00005 g. Foram realizadas 5 medições e calculada a média com desvio padrão (com intervalo de confiança de 99,70%). Este aumento pode ser devido ao material aderido na microfresa, aresta postíça de corte, problemas com o equipamento de medição (data de calibração 16/04/2013 de acordo com norma ABNT NBR ISO/IEC 17025 (ABNT, 2017)). Desta forma, analisar o desgaste das microfresas por meio da perda de massa não foi viável para este trabalho.

Outro método testado para avaliar o desgaste no raio de aresta da microferramenta foi a interferometria laser. O objetivo era fazer interferometria laser e obter imagem 3D do raio de aresta da microferramenta nova e usada. No entanto, não foi possível fazer estas medições devido às limitações do equipamento disponível, interferômetro laser 3D *UBM* modelo *Messtechnik MicroFocus 4*, por causa do diâmetro do feixe de laser, que é maior do que

diâmetro da microferramenta o que faz com que o laser não consiga focar no raio de aresta da microferramenta e, conseqüentemente, impossibilita a realização das medições. Assim, analisar o desgaste via interferometria laser também não foi possível neste trabalho.

A altura da rebarba foi medida, como a distância entre a superfície da peça, traçada pelo perfilômetro, e os picos presentes nas extremidades do canal, que representam a altura rebarba. Foram realizadas 5 medições e calculada a média com desvio padrão (com intervalo de confiança de 68,27%). As medições com o perfilômetro foram realizadas na direção transversal do canal. Para melhor entendimento a Figura 3.7.2 ilustra um exemplo de medição. Como as rebarbas podem estar dobradas elas também serão analisadas via MEV.

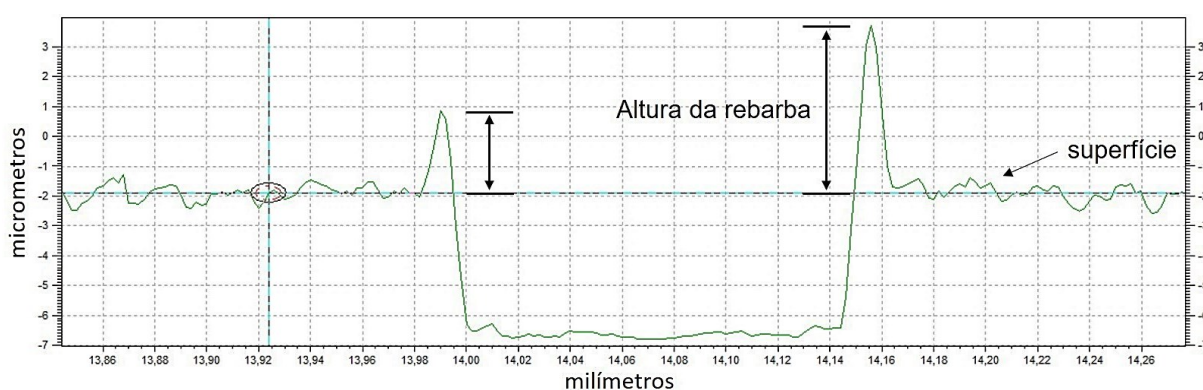


Figura 3.7.2 – Esquema ilustrativo da medição da altura da rebarba obtida no canal

Para obtenção dos resultados de rugosidade foram realizadas 3 medições com o interferômetro laser 3D *UBM*, modelo *Messtechnik MicroFocus 4*, no fundo do canal, com taxa de medição de 300 pontos/s usando o modo de medição contínua, densidade de  $1\ 000 \times 1\ 000$  pontos/min e área de avaliação de  $171\ 395\ \mu\text{m}^2$ . Para a análise dos dados gerados pelo equipamento usou-se o *software MountainsMap Universal* versão 3.0.11, antes de obter o valor da rugosidade foi realizado o seguinte procedimento: remoção da forma da peça, aplicação da equação de segunda ordem, utilização de filtro Guassiano com cut-off de  $2,5\ \mu\text{m}$ .

A Figura 3.7.3 apresenta o gráfico de uma pesquisa CIRP industrial envolvendo 284 empresas em 18 países relativo ao número de empresas que utilizam os diferentes parâmetros de norma ISO 4287 (ISO, 1997). Pela figura pode-se observar que os parâmetros mais utilizados são  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_t$ ,  $R_p$ ,  $R_q$ ,  $R_v$ ,  $R_{sk}$  e  $R_{ku}$ . Portanto estes também foram os parâmetros selecionados para a presente pesquisa.

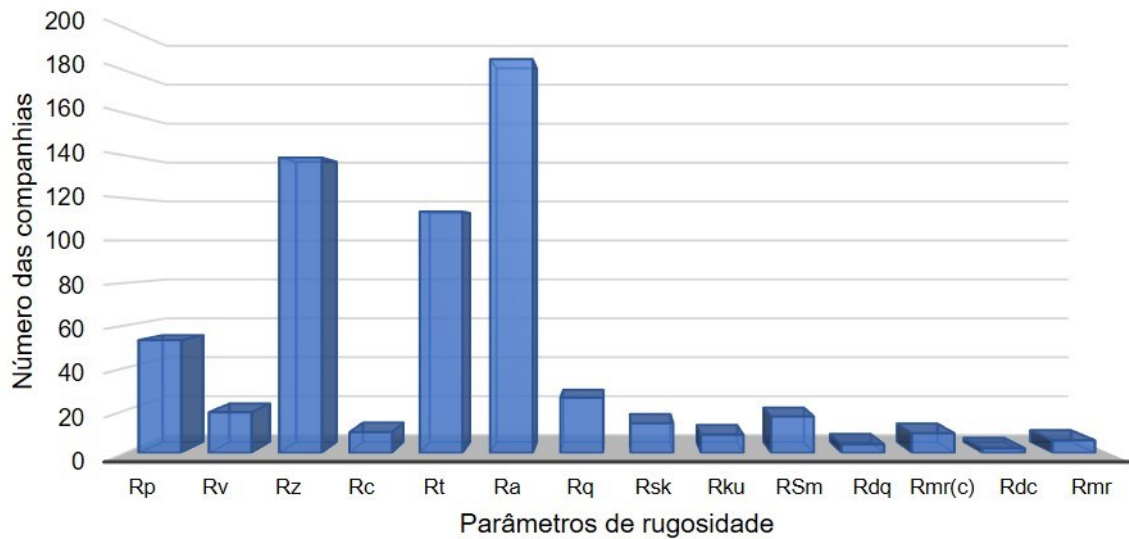


Figura 3.7.3 – Número de empresas que utilizam os parâmetros de rugosidade (adaptado de DE CHIFFRE, 1999 *apud* DE CHIFFRE et al., 2000)

Por fim, foi medido o raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) a partir de imagens do MEV da microferramenta nova para calcular a rugosidade teórica, no caso o parâmetro escolhido foi o  $R_a$  (Equação 3.7.1). Este cálculo foi realizado para posterior comparação com o valor medido.

$$Ra = \frac{r_\epsilon - \sqrt{r_\epsilon^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2}}{2} \quad (3.7.1)$$

Uma tabela simplificada dos parâmetros de entrada e variáveis de saída adotadas neste trabalho pode ser observada na Tabela 3.7.1.

Tabela 3.7.1 – Parâmetros de entrada e variáveis de saída

Condições de corte	Microferramentas (quantidades)	Material	Parâmetros de entrada	Variáveis de saída
MQL	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Sem revestimento (5)</li> <li>• TiAlN (5)</li> <li>• DLC (5)</li> </ul>	Ti-6Al-4V	Tabela 3.6.1	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Desgaste da microfresa</li> <li>• Vida da microfresa</li> <li>• Mecanismo de desgaste</li> <li>• Rebarbas (forma, tipo, local, altura e comprimento)</li> <li>• Cavacos</li> <li>• Análise de EDS</li> <li>• Topografia da superfície 2D e 3D</li> <li>• Imagens da superfície usinada MEV</li> <li>• Textura superficial</li> <li>• Macroestrutura</li> <li>• Microestrutura</li> <li>• Microdureza Vickers</li> <li>• Rugosidade (<math>R_a</math>, <math>R_z</math>, <math>R_t</math>, <math>R_p</math>, <math>R_q</math>, <math>R_v</math>, <math>R_{sk}</math> e <math>R_{ku}</math>)</li> </ul>
Seco				

# CAPÍTULO IV

## RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados desta pesquisa foram divididos em 6 itens. Neste trabalho foi utilizado: liga Ti-6Al-4V, processo de microfresamento, 15 microfresas com diâmetro de 152,4  $\mu\text{m}$  (5 com revestimento TiAlN, 5 com revestimento DLC e 5 sem revestimento), condições de corte: a seco e com MQL. Foram produzidos 106 canais (75 a seco e 31 com MQL) e a taxa de remoção de material dos canais foi 6 400 000  $\mu\text{m}^3/\text{min}$  ou 0,0064  $\text{mm}^3/\text{min}$ , foram obtidas 1326 imagens com MEV, as mais relevantes são apresentadas neste capítulo.

### 4.1 Desgaste da microferramenta

O desgaste da microferramenta influencia em vários fatores como aumento da força de corte, mudanças nas dimensões da peça e a necessidade de troca de microferramentas por consequente perda das tolerâncias.

Em condições de corte a seco e com MQL, logo após o primeiro passe, houve um arredondamento acentuado do raio de aresta da microferramenta, verificado analisando as imagens da superfície principal de folga no microscópio eletrônico de varredura. Os pesquisadores tratam este desgaste como arredondamento da ponta (SHAW, 1986). Este desgaste, ou seja, arredondamento do raio de aresta da microferramenta, que se torna menos afiada como se observa mais detalhadamente pela Figura 4.1.1, ocorrendo na superfície principal de folga da microferramenta é causado pelo contato entre a microferramenta e a peça. Resultados semelhantes foram encontrados no trabalho de Kumar; Dotson; Melkote (2010).

Vale ressaltar que o arredondamento da ponta apresentou comportamento similar para as duas arestas de corte das microfresas revestidas de TiAlN, DLC e sem revestimento nas duas condições de corte a seco e com MQL. Logo após a primeiro passe a microfresa revestida de TiAlN apresenta perda de coesão de revestimento no substrato de metal duro mais detalhado apresentado na Figura 4.1.2. Já no primeiro passe a microfresa apresentou



uma adequação natural ao sistema tribológico. Mesmo com a sua ocorrência, a microferramenta continuou a usinar microcanais de forma adequada.

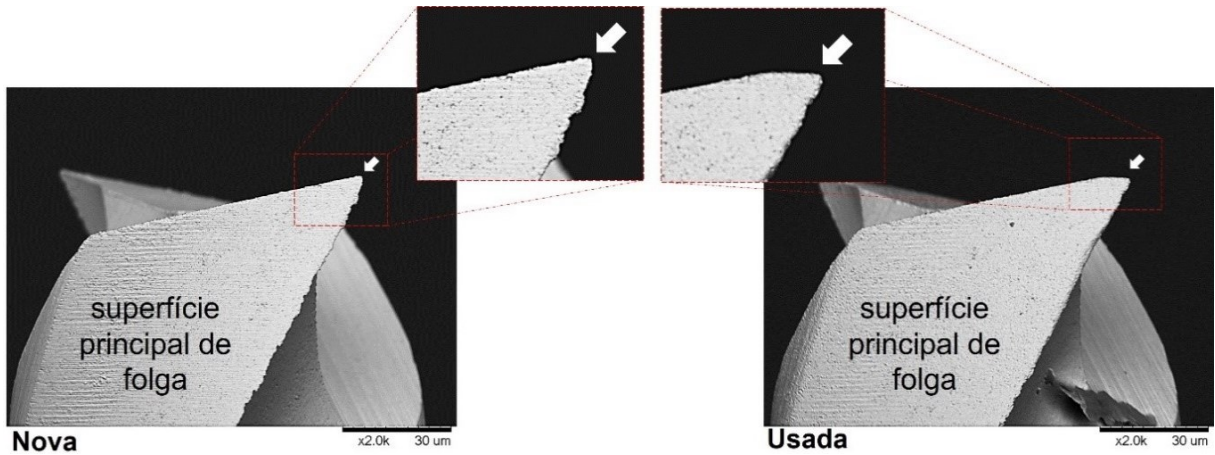


Figura 4.1.1 – Arredondamento do raio de aresta da microfresa sem revestimento, indicado por setas, corte realizado com MQL e com microferramenta sem revestimento

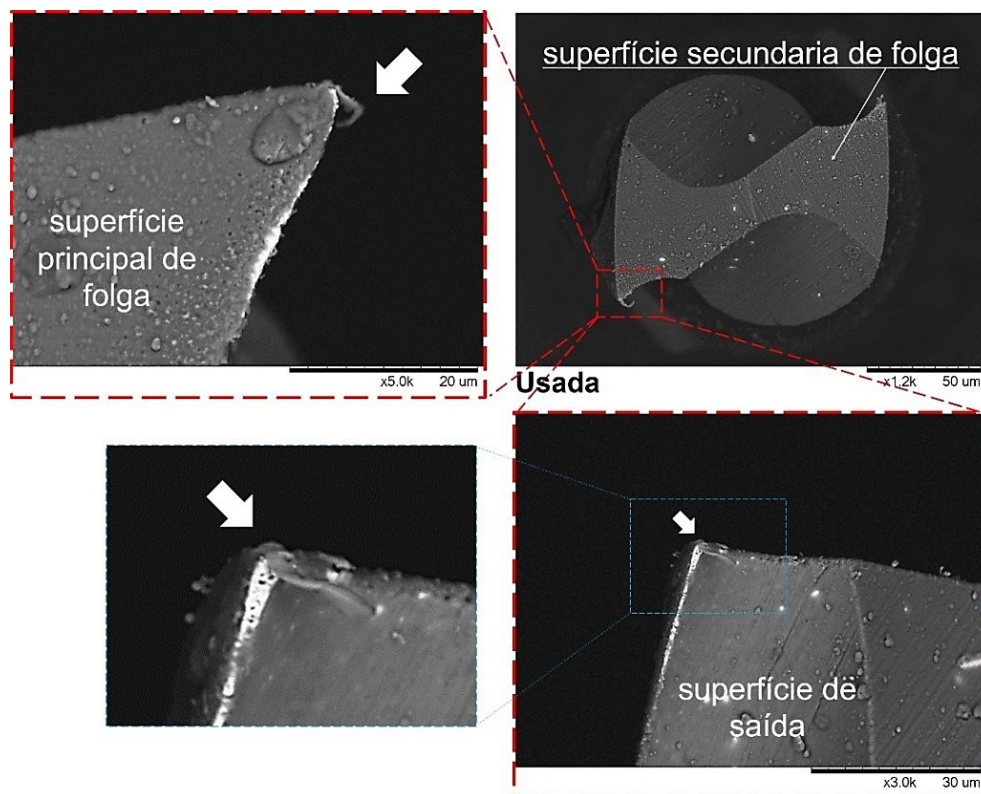


Figura 4.1.2 – Perda de coesão do revestimento TiAlN no substrato de metal duro do raio de aresta indicado com a seta, corte realizado a seco

Em seu trabalho experimental Santos (2016) no microfresamento de aço inoxidável duplex UNS S32205 com microferramentas de metal duro com diâmetro de 381 µm e

revestidas com TiN, observou o mesmo desgaste com o arredondamento do raio de aresta depois do primeiro passe. Também foi observado desgaste de microlascamento na superfície de saída em alguns ensaios. Em usinagem convencional, normalmente, as arestas de corte se desgastam seguindo uma curva-padrão, como ilustrado na Figura 4.1.3.

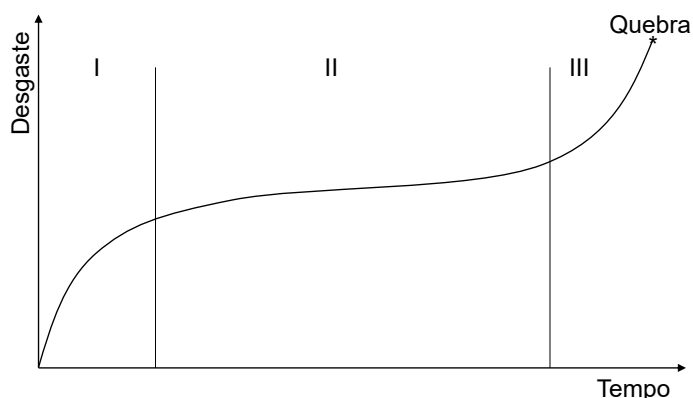


Figura 4.1.3 – Comportamento do desgaste de uma ferramenta de corte com o tempo de corte (adaptado de GAHR, 1987, p. 384)

A evolução do desgaste de ferramenta no processo de microusinagem ainda não é muito investigada e não é possível afirmar que seguirá o mesmo padrão ilustrado na Figura 4.1.3. Para melhor visualização do comportamento da evolução dos dois desgastes medidos, desgaste 1 (D1), desgaste 2 (D2) de acordo com Figura 3.7.1 da Capítulo III, os resultados são apresentados em forma de gráfico do desgaste em função do comprimento de usinagem. Neste caso o desgaste foi avaliado a cada passe da microferramenta, o que corresponde à largura da peça (4,2 mm). Foi adotada a estratégia de medição de desgaste após cada passe para acompanhar a evolução do desgaste da microferramenta durante o processo.

A Figura 4.1.4 apresenta as duas curvas de desgaste com imagens de uma das arestas de corte da microferramenta para diversos níveis de desgaste. Após o primeiro passe o desgaste D1 aumenta de 0  $\mu\text{m}$  para 1,55  $\mu\text{m}$  e o desgaste D2 aumenta de 0  $\mu\text{m}$  para 8,43  $\mu\text{m}$ .

Observa-se que o comportamento do desgaste D2, até atingir aproximadamente 25  $\mu\text{m}$ , assemelha-se ao comportamento típico de desgaste em ferramentas de corte (Figura 4.1.3). Após um comprimento de usinagem de 4,2 mm, o primeiro passe, o desgaste atinge o valor de 8,43  $\mu\text{m}$ . Nessa região, onde ocorre o corte, a microferramenta experimenta um desgaste acelerado. No primeiro passe a microferramenta apresenta um desgaste acelerado, natural de adequação ao sistema tribológico. Após este comprimento a taxa de desgaste diminui. Nesse estágio, a microferramenta já está adaptada ao processo e os

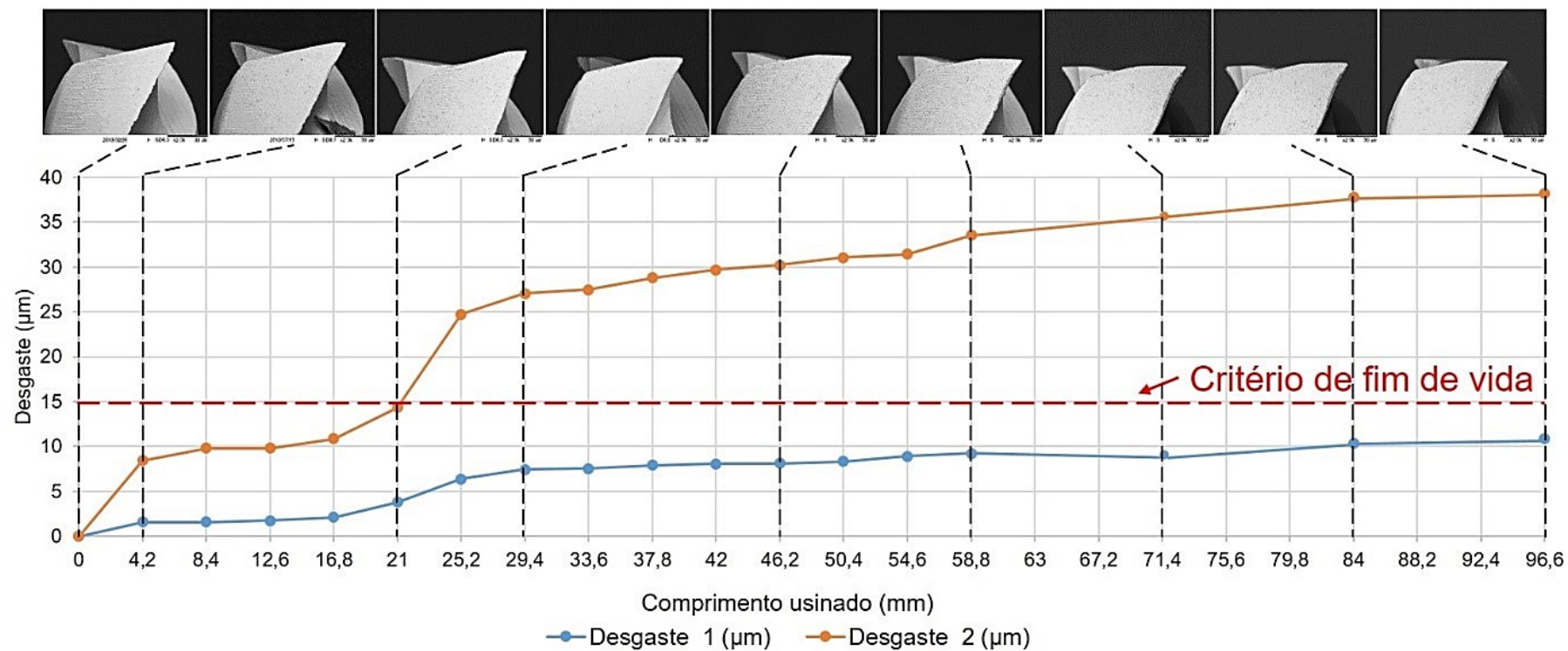


Figura 4.1.4 – Comportamento do desgaste D1 e D2 do raio de aresta da microfresa sem revestimento em função do comprimento usinado, corte realizado com MQL

mecanismos de desgaste atuam de maneira uniforme até uma nova inflexão ser atingida após um comprimento de usinagem de aproximadamente 16,8 mm. Até um comprimento de usinagem de aproximadamente 25,2 mm a taxa de desgaste é alta. No entanto, a microferramenta não quebrou, apesar do desgaste D2 atingir um valor relativamente alto. Observa-se na imagem da microferramenta uma nítida alteração na sua geometria. O desgaste D1 apresentou valores menores, a taxa de aumento do desgaste com o tempo foi aproximadamente constante e não se verificaram os três estágios típicos.

Neste caso a microferramenta não falhou após 96,6 mm usinados, contudo perdeu o raio de aresta como se observa mais detalhadamente pela Figura 4.1.5, ou seja, houve mudança na geometria da microferramenta. Assim, não existe mais o ângulo de folga lateral ou o ângulo de posição secundário e a microferramenta adquire uma forma parecida com uma ferramenta com aresta raspadora (ou alisadora). Dessa forma, essa microferramenta não pode mais ser utilizada. Apesar disso um critério de fim de vida mais adequado seria um desgaste D2 de aproximadamente 15  $\mu\text{m}$  (Figura 4.1.4). A partir deste ponto, as dimensões das rebarbas formadas aumentam significativamente. Vale ressaltar que os desgastes D1 e D2 apresentaram comportamento similar para as duas arestas de corte da microfresa.

Devido à dificuldade de medição dos desgastes e à impossibilidade de adotar a norma ISO 8688-1/2 (ISO, 1989) para o microfresamento, foi adotado para o desgaste D2 um valor experimental de 15  $\mu\text{m}$  como um critério de fim de vida da microfresa com diâmetro de 152,4  $\mu\text{m}$ . Este critério também foi adotado para as microferramentas revestidas e sem revestimento neste trabalho.

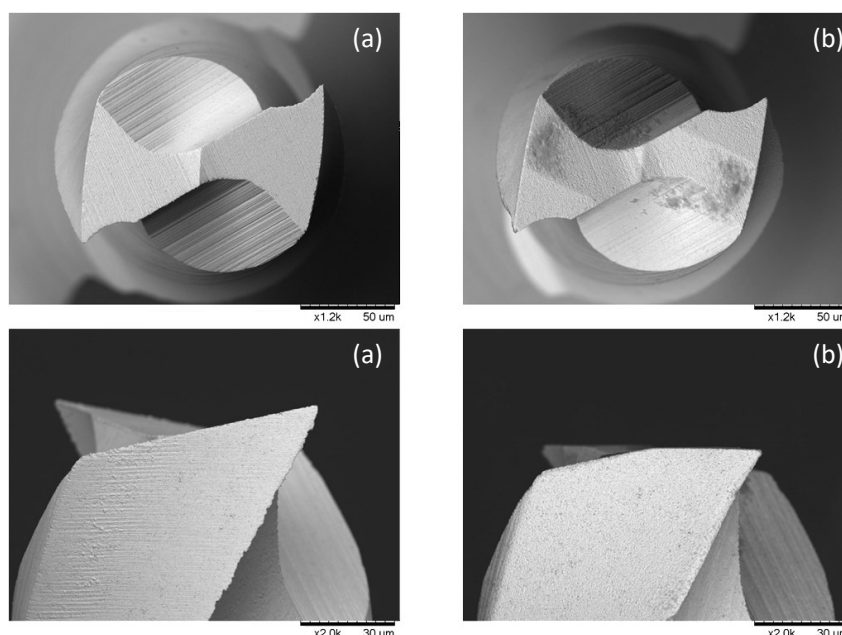


Figura 4.1.5 – Comportamento do desgaste da aresta de corte. Onde: (a) – microferramenta nova e (b) - após 96,6 mm usinados

Utilizando as microferramentas revestidas de TiAlN foram realizados ensaios com os mesmos parâmetros e condições de corte. Os resultados mostraram que após um comprimento de usinagem de 4,2 mm no primeiro passe, o desgaste D2 atinge o valor de 10,07  $\mu\text{m}$  (Figura 4.1.6) e, no passe seguinte, a microferramenta quebrou. A Figura 4.1.7 apresenta a superfície secundária de folga, onde a ponta da microferramenta quebrou (indicado com a seta branca) e não pode ser mais utilizada. O ensaio foi repetido chegando ao mesmo resultado. Após um comprimento de usinagem de 8,4 mm a nova microferramenta também quebrou. Essa quebra da microferramenta, após um intervalo tão pequeno de usinagem, se deve ao aumento da força de corte em função da mudança na geometria da microferramenta.

Outro fator que contribui para as altas tensões na microusinagem deste material é a alta resistência do Ti-6Al-4V, que se mantém em elevadas temperaturas. Estas tensões elevadas atuando na superfície de saída da microferramenta, combinadas com as altas temperaturas que podem ser desenvolvidas, podem causar o desgaste acelerado ou quebra da microferramenta. Outra possibilidade é a não adequação dos parâmetros e/ou condições de corte para essa microferramenta.

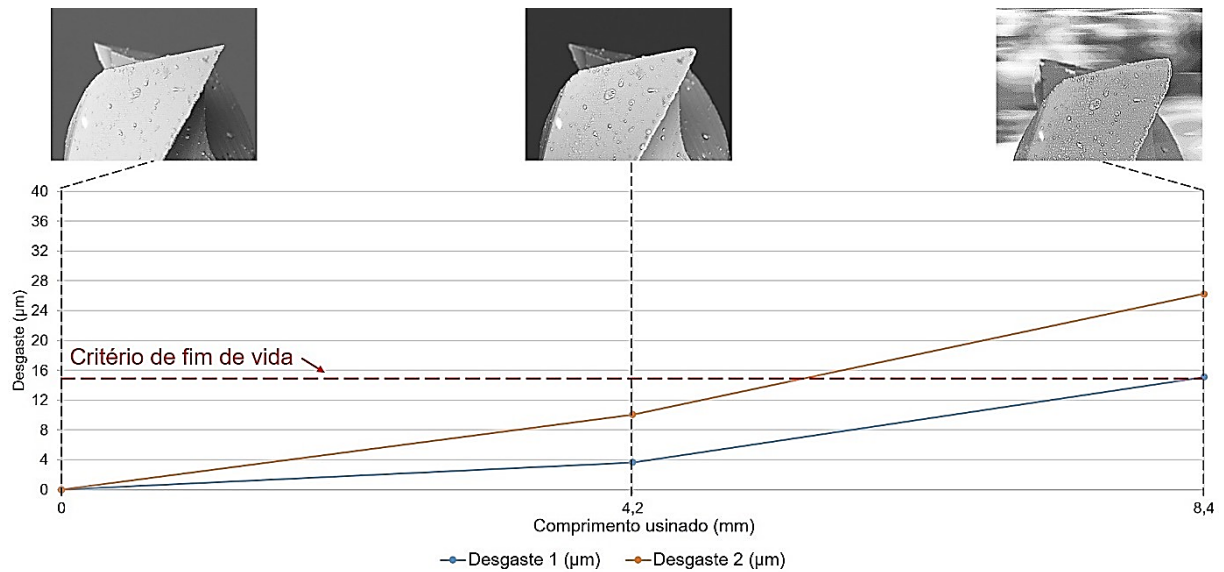


Figura 4.1.6 – Comportamento do desgaste D1 e D2 do raio de aresta da microfresa revestida de TiAlN em função do comprimento usinado, corte realizado com MQL.

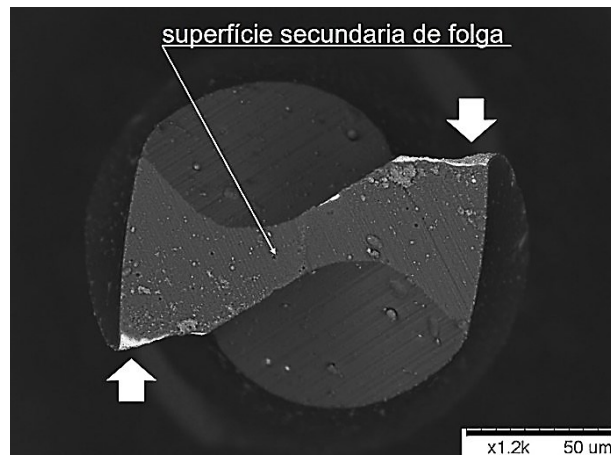


Figura 4.1.7 – Ponta quebrada da microfresa revestida de TiAlN, corte realizado com MQL

O último ensaio com utilização de MQL foi realizado com as microfresas revestidas com DLC. Na região onde ocorre o corte, após o primeiro passe, a microferramenta experimenta pequeno desgaste, atingindo aproximadamente  $0,72 \mu\text{m}$  para a dimensão D2 (Figura 4.1.8). Nos passes seguintes a microferramenta atingiu o valor de desgaste D2 de  $5,85 \mu\text{m}$  (após um comprimento de usinagem de  $8,4 \text{ mm}$ ) e  $12,68 \mu\text{m}$  (após um comprimento de usinagem de  $12,6 \text{ mm}$ ). Após quatro passes, o desgaste D2 chegou ao critério de fim de vida adotado neste trabalho ( $15,38 \mu\text{m}$ ) e, ao mesmo tempo, o raio de aresta quebrou como pode ser observado na Figura 4.1.8.

Este desgaste acelerado e a quebra da ponta da microferramenta podem ser explicados pelos mesmos fatores mencionados acima, ou seja, as elevadas temperaturas que podem ser desenvolvidas na usinagem de titânio.

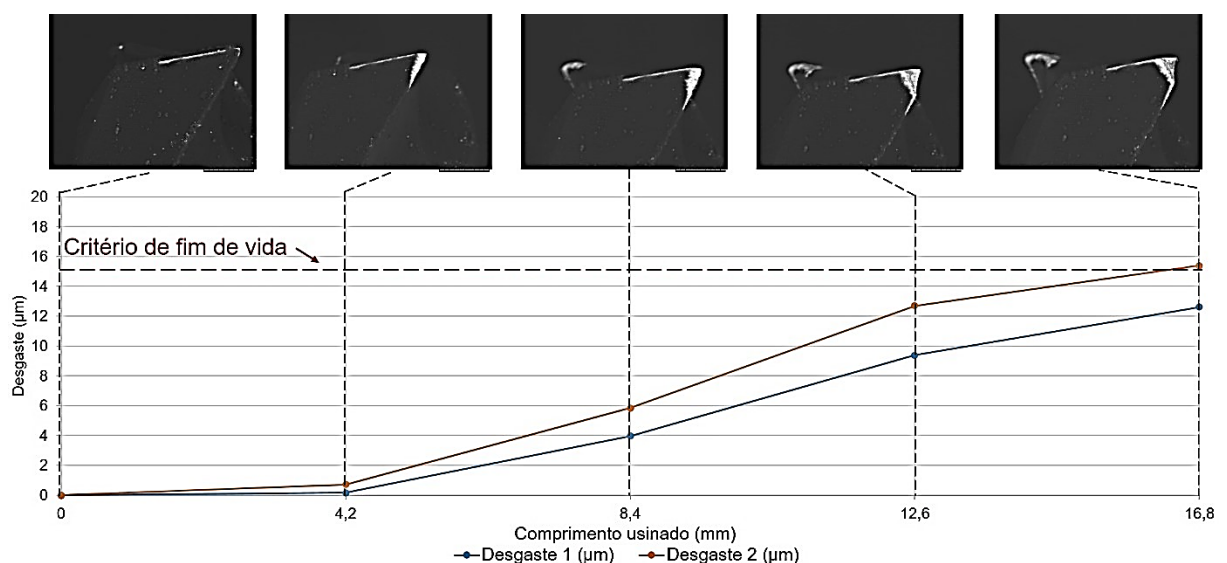


Figura 4.1.8 – Comportamento do desgaste D1 e D2 do raio de aresta da microfresa revestida de DLC em função do comprimento usinado, corte realizado com MQL

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios a seco foram os mesmos dos ensaios com MQL. A Figura 4.1.9 apresenta a evolução do desgaste D1 e D2 para a microfresa sem revestimento na condição de corte a seco. De acordo com a literatura, era de se esperar que a usinagem a seco apresentasse maior desgaste da microferramenta em função de maiores atritos que a usinagem com MQL. Porém, os resultados foram contrários ao esperado para todas as microferramentas em termos de desgaste.

Após o primeiro passe, o desgaste D1 atingiu o valor de 2,30  $\mu\text{m}$  com um comprimento usinado de 4,2 mm e o desgaste D2 atingiu 5,38  $\mu\text{m}$  no mesmo comprimento usinado, conforme o gráfico da Figura 4.1.9. O desgaste D2 tem um comportamento diferente da microusinagem com MQL. A taxa de desgaste também é relativamente elevada no início e vai diminuindo no decorrer do corte. Após 142,8 mm usinados a microferramenta ainda não apresentou quebra. Utilizando o valor de desgaste D2 de 15  $\mu\text{m}$  como critério de fim de vida, a microfresa na condição com MQL usinou 21,0 mm enquanto que na condição a seco a vida foi de 50,4 mm, um pouco mais que o dobro, uma diferença significativa.

A cunha cortante da microferramenta assumiu valores de raio de arredondamento maiores e a forma da cunha é diferente se comparada com a condição MQL. Após seis passes consecutivos, o desgaste D2 cresceu, apresentando valores de 5,38  $\mu\text{m}$  e 13,08  $\mu\text{m}$  para comprimento usinado de 4,2 mm e 25,2 mm, respectivamente. A seguir, o desgaste D2 começou a aumentar de maneira gradual até 18,18  $\mu\text{m}$  com um comprimento usinado de 142,8 mm. O desgaste D1 apresentou o mesmo comportamento, após 142,8 mm usinados e atingiu 7,21  $\mu\text{m}$ . Observa-se que o desgaste aumentou de maneira linear e gradual, Figura 4.1.9.

Os resultados mostraram que, na condição a seco, a microferramenta não perdeu o raio de aresta como na condição com MQL e apresentou desgaste D1 e D2 menores quando comparados com condições com MQL. Salienta-se que os desgastes D1 e D2 apresentaram comportamentos semelhantes para as duas arestas de corte da microfresa. A Figura 4.1.10 apresenta as duas superfícies de folga de uma microferramenta sem revestimento, condições de corte a seco. O desgaste fez com que a cunha cortante da microferramenta nova se tornasse arredondada, perdendo o raio após algum tempo, mudando seu dímerno nominal. No trabalho de Uriarte et al. (2008) foi encontrado efeito similar do arredondamento do raio de aresta da microfresa para diâmetro de 200  $\mu\text{m}$ . Estes autores comentaram que este efeito é muito significativo na microusinagem de materiais duros e recomendaram remover o menor volume possível de material para diminuir este efeito.

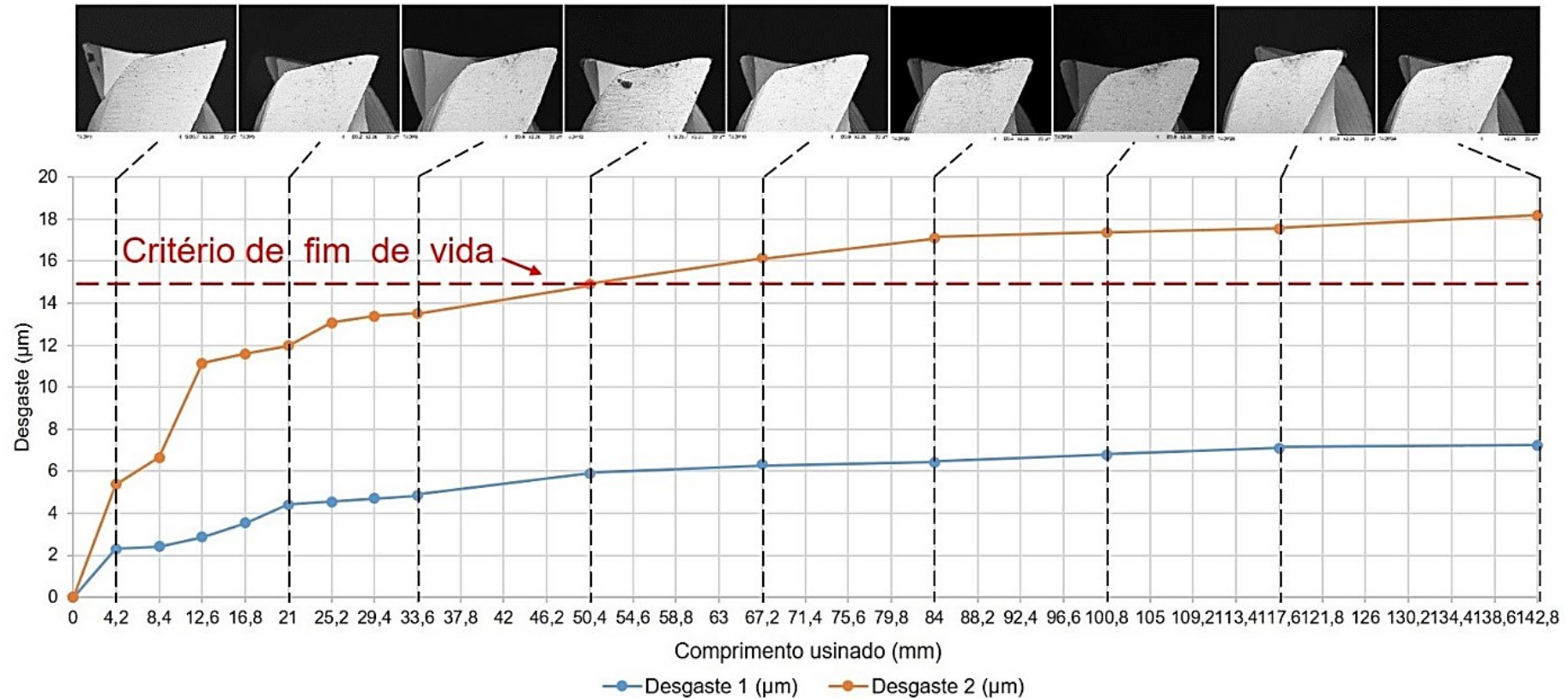


Figura 4.1.9 – Comportamento do desgaste D1 e D2 do raio de aresta da microfresa sem revestimento em função do comprimento usinado, corte realizado a seco



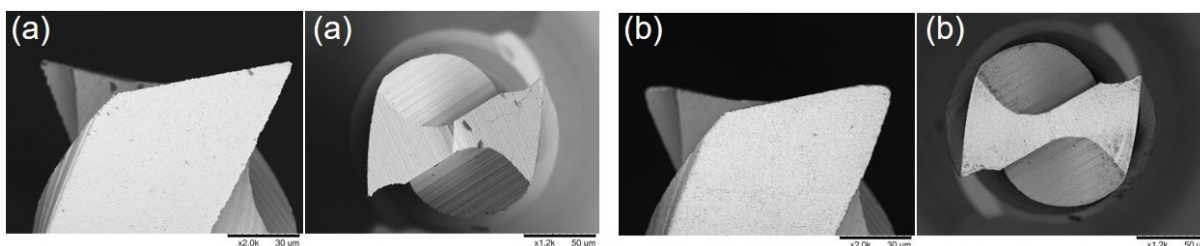


Figura 4.1.10 – Comportamento do desgaste da aresta de corte, onde: (a) - microferramenta nova e (b) - após a 142,8 mm usinados

Analisando agora a microferramenta revestida de TiAlN na condição a seco, é possível perceber um aumento significativo na vida da microfresa quando comparado com o ensaio realizado utilizando MQL, nos quais a microferramenta quebrou após o segundo passe. Na microusinagem a seco, após o primeiro passe, o desgaste D2 atinge o valor de  $3,06 \mu\text{m}$  (Figura 4.1.11), que é cerca de 3 vezes menor quando comparado com a condição utilizando MQL. Pelo gráfico da Figura 4.1.11 pode-se observar que o comportamento dos desgastes D1 e D2 são semelhantes. A microferramenta após a microusinagem de 21,0 mm atinge o critério de fim de vida apresentando o valor de  $15,25 \mu\text{m}$ . Depois de sete passes consecutivos a microferramenta quebra e perde capacidade de corte, a partir deste ponto as rebarbas formadas foram muito grandes, aproximadamente  $25 \mu\text{m}$ .

A microferramenta de corte, desgastada ao longo do tempo, provocou um aumento da formação de rebarbas. Este efeito também foi relatado nos trabalhos de Dolinsek (2003) e Filiz et al. (2007). A liga de titânio tem uma tendência muito forte de reagir com quase todos os materiais e revestimentos de ferramentas de corte, nas temperaturas de corte ( $\geq 500 \text{ }^\circ\text{C}$ ). A microferramenta revestida com TiAlN provavelmente tem uma maior afinidade química com a peça, o que diminuiu a vida da microferramenta e/ou chega a quebrar a microferramenta, como se observa na Figura 4.1.11 (último passe).

A Figura 4.1.12 apresenta a evolução do desgaste D1 e D2 na condição de corte a seco para microferramenta revestida com DLC. Os resultados mostram que a microferramenta não perdeu o raio de aresta após a microusinagem de 142,8 mm, ou seja, foram feitos 34 passes com mesma microferramenta. O critério de fim de vida (desgaste de  $15,13 \mu\text{m}$ ) é atingido após um comprimento usinado de 134,4 mm. O DLC é um revestimento inovador, baseado no carbono e com uma elevada quantidade de ligações  $\text{sp}^3$  (igual a diamante), utilizado em diversas aplicações com o objetivo de aumentar a resistência ao desgaste por abrasão.

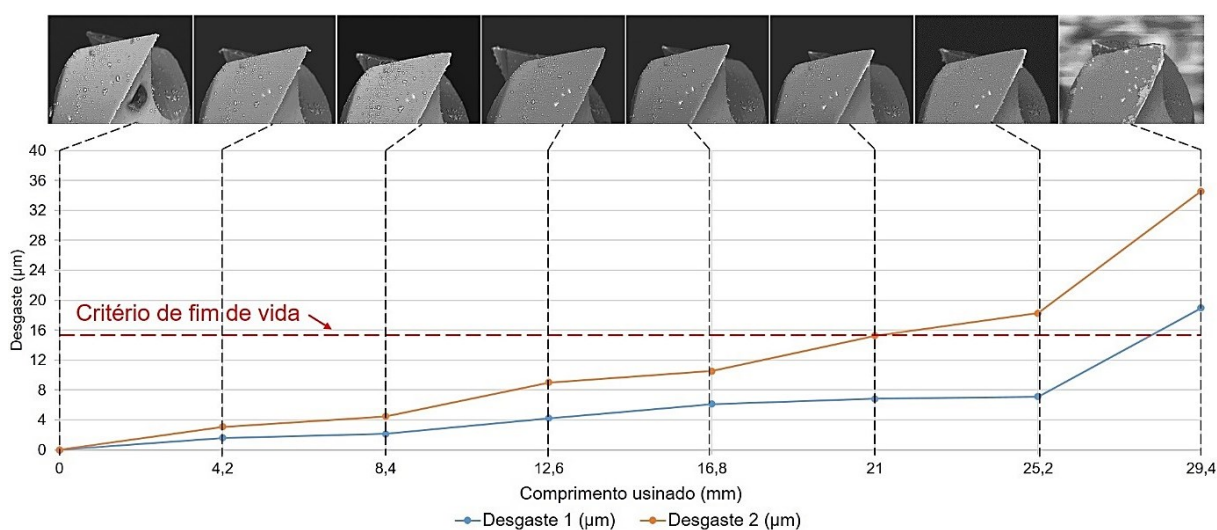


Figura 4.1.11 – Comportamento do desgaste D1 e D2 do raio de aresta da microfresa revestida de TiAlN em função do comprimento usinado, corte realizado a seco

Comparando os dois revestimentos, a condutividade térmica da microferramenta de DLC é aproximadamente 30 vezes maior do que a da microferramenta de TiAlN, ou seja, a microferramenta de DLC apresenta melhor distribuição do calor que, conseqüentemente, aumentou a vida da microferramenta, como se observa na Figura 4.1.12. Além disso o coeficiente de atrito do revestimento DLC chega a ser aproximadamente 6 vezes menor do que o do TiAlN. Este fato influencia significativamente na vida da microferramenta uma vez que a redução no atrito implica em menores forças de cisalhamento durante o corte. Uma das características do revestimento DLC é sua aplicação em temperaturas relativamente baixas. Em vista disso, o melhor desempenho do revestimento DLC pode sugerir que as temperaturas durante o corte foram baixas.

Desta forma, de uma maneira geral, é possível dizer que o revestimento influencia diretamente na vida da microferramenta. A Figura 4.1.13 compara a vida das microferramentas sem revestimento e revestidas com TiAlN e DLC, em minutos, nas duas condições de corte considerando o critério de fim de vida como sendo um desgaste D2 de 15 µm. A vida para a condição a seco é de 12 min enquanto que para condição com MQL foi de 5 min, para a microfresa sem revestimento. Para a microfresa revestida de TiAlN a vida diminuiu, em relação à microferramenta sem revestimento, para duas condições de corte, a seco foi de 5 min e com MQL foi de 1 min. Finalmente, a microfresa revestida de DLC obteve um aumento de 2,7 vezes em relação à microferramenta sem revestimento e 6,4 vezes maior quando comparada com a microferramenta de TiAlN. O comprimento de usinagem para atingir o critério de fim de vida chegou a 32 min. Nos testes com MQL, a microferramenta revestida com DLC não mostrou o melhor resultado e usinou apenas 4 min, resultado inferior ao apresentado pela microferramenta sem revestimento.

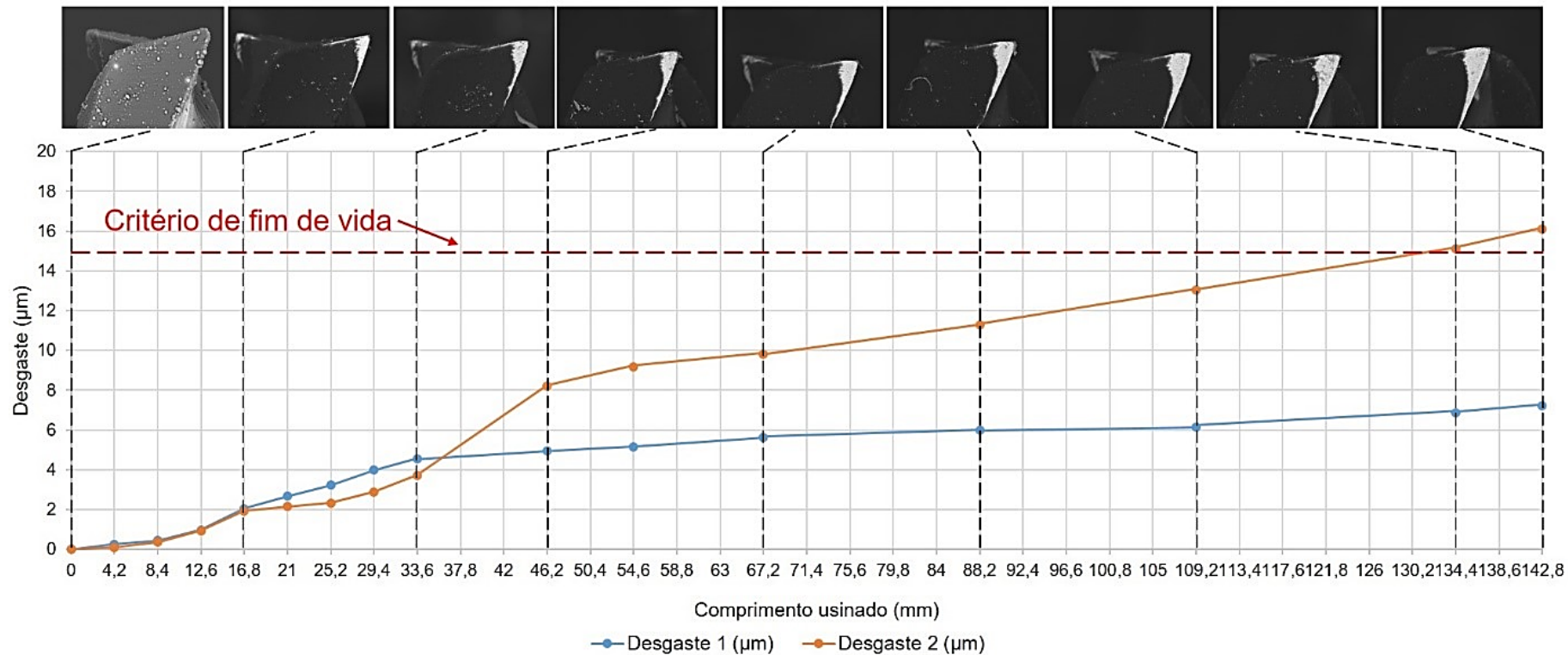


Figura 4.1.12 – Comportamento do desgaste D1 e D2 do raio de aresta da microfresa revestida de DLC em função do comprimento usinado, corte realizado a seco

Pela Figura 4.1.13 pode se observar que os melhores resultados de microusinagem foram obtidos em condições a seco para todas as microferramentas. Os resultados de microfresamento de Ti-6Al-4V no trabalho experimental realizado por Vazquez et al. (2015) apresentaram comportamento contrário, com utilização de MQL o desgaste diminuiu comparando com a seco. Os autores aplicaram MQL na direção oposta à de avanço, direção inversa à utilizada neste trabalho. Além disso, os autores realizaram testes com fluido de corte em abundância (jorro) e estes apresentaram piores resultados quando comparados tanto com MQL quanto a seco.

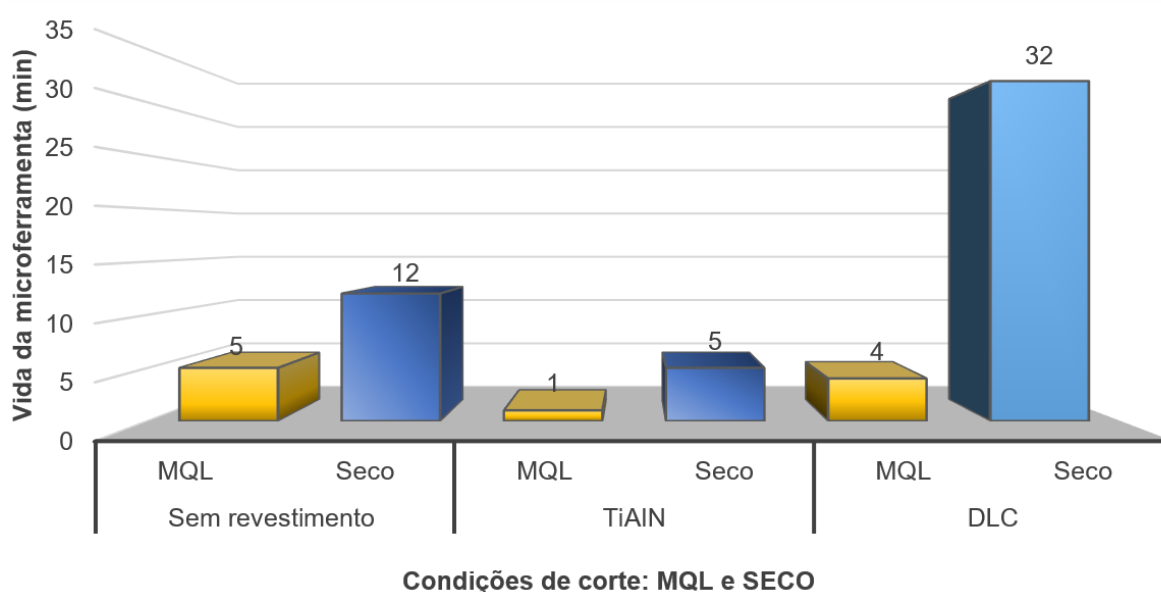


Figura 4.1.13 – Vida das microferramentas sem revestimento, TiAlN e DLC

De acordo com a literatura a microusinagem a seco apresenta maior desgaste da microferramenta do que em condições com MQL, porém os resultados foram contrários ao que diz a literatura. Este fato pode ser explicado pela seguinte hipótese: durante o corte, a aresta de corte da microfresa tem fases ativas e inativas, nas quais acontece uma variação cíclica da temperatura de corte. O MQL é uma combinação de fluido aplicado com ar comprimido. Este ar pode influenciar no resfriamento da microfresa durante a fase inativa de corte que conseqüentemente influenciou no desgaste de microferramenta e diminuiu sua vida, como pode ser observado pela Figura 4.1.13.

A aplicação de fluido de corte pode não ser recomendada para processos de fresamento da liga de titânio. Isso se deve ao fato do corte ser intermitente e gerar uma variação cíclica de temperatura na ferramenta. Esta variação cíclica pode ser intensificada quando se aplica fluido de corte, portanto, a vida da ferramenta fica prejudicada. No entanto, o efeito da aplicação de fluido de corte está relacionado às trincas térmicas. Neste trabalho

não foi observado este tipo de falha nas ferramentas. Talvez em função do reduzido volume das ferramentas. Além disso, não existem informações de valores de temperatura em microfresamento.

Outra hipótese para explicar os piores resultados para a usinagem com MQL é relacionada às características do fluido de corte. Por ser de base vegetal o fluido de corte utilizado apresenta um intervalo de temperatura baixo, indo até 200 °C, segundo Unist (2018). Caso o fluido atinja a região de corte ele não conseguirá proporcionar lubrificação adequadamente, uma vez que, segundo a literatura, a temperatura na interface de corte é muito elevada. Caso o fluido não consiga atingir esta região ele proporcionará apenas resfriamento devido ao fluxo. Santos (2016) obteve resultados semelhantes na microusinagem de aço inoxidável duplex, mostrando que a utilização de fluido de corte culminou em menores comprimentos usinados para alguns parâmetros de corte, antes das microferramentas atingirem a quebra.

#### **4.2 Mecanismo de desgaste**

O desgaste das microferramentas de corte ocorreu devido a determinados mecanismos de desgaste, que aparecem de formas distintas durante a microusinagem. A parte (a) da Figura 4.2.1 apresenta uma ampliação da microferramenta observada no MEV, após alguns passes. Nestas imagens observa-se na superfície principal de folga e superfície de saída um desgaste de flanco (aproximadamente 170 µm), neste o desgaste foi provocado pela saída de rebarbas altas formadas devido à quebra da ponta da microferramenta. Em alguns casos aconteceu desgaste de flanco do revestimento originado pela saída dos cavacos, parte (b) da Figura 4.2.1, resultados semelhantes foram encontrados em trabalho de Silva (2017).

Na Figura 4.2.2 é apresentada a evolução do desgaste da microferramenta sem revestimento utilizada na condição de corte com MQL. O desgaste apresentou comportamento similar nas duas arestas de corte da microfresa. Após três passes a superfície principal de folga não apresentou desgaste, enquanto que a superfície de folga lateral (superfície superior nas imagens mostradas) apresentou um pequeno desgaste de flanco. Esse desgaste também aparece em microfresas revestidas de DLC como desgaste de flanco. Essa forma de desgaste parece ser predominante em operações de microfresamento (UCUN; ASLANTAS; BEDIR, 2013).

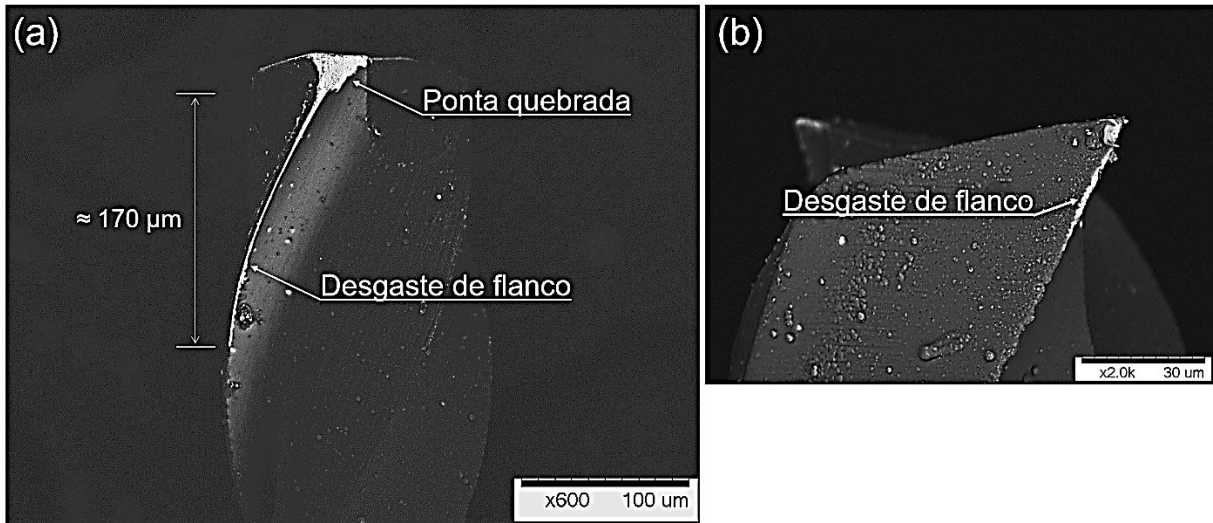


Figura 4.2.1 – Desgaste de flanco e ponta quebrada, onde: (a) - microfresa revestida de DLC e (b) - microfresa revestida de TiAlN

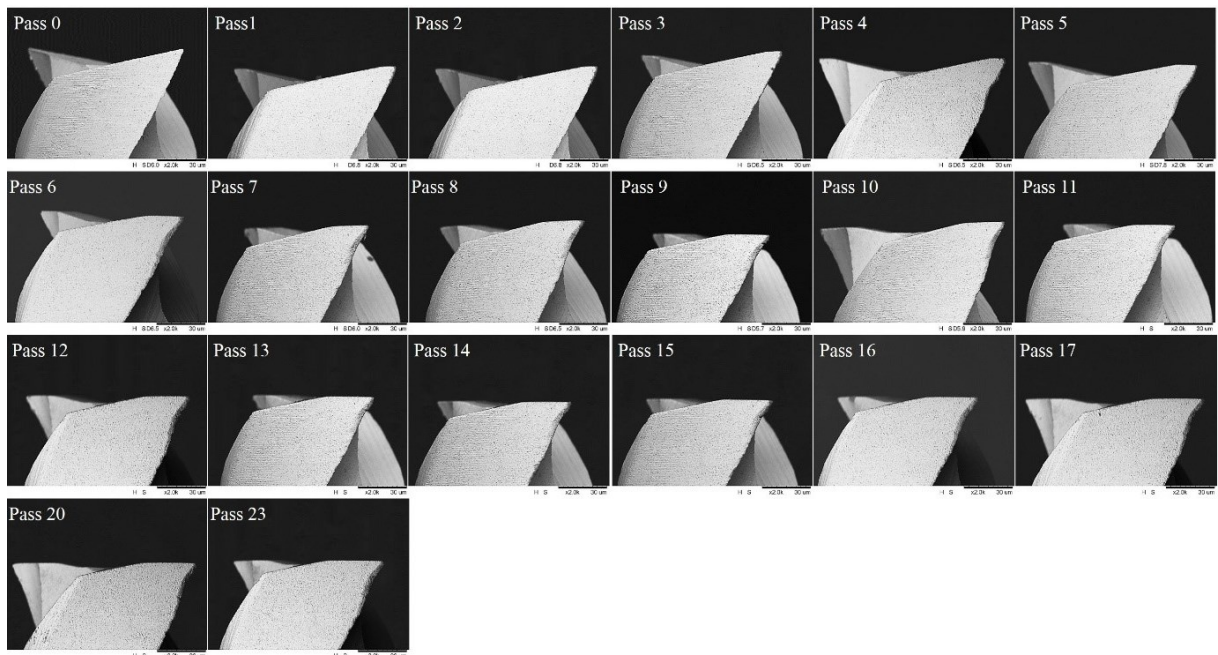


Figura 4.2.2 – Superfície principal de folga da microfresa passo a passo, em condição MQL, microferramenta sem revestimento

Observando as imagens da Figura 4.2.2 é possível identificar na imagem relativa ao passe 4, características do mecanismo de *attrition*. Esse mecanismo de desgaste é frequentemente chamado “adesão e arrastamento” (HUTCHINGS, 1992, KÖNIG; KLOCKE, 1997, MACHADO et al., 2015). Segundo a literatura, este mecanismo ocorre geralmente, em baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície da ferramenta se torna irregular (TRENT e WRIGHT, 2000). A Figura 4.2.3 apresenta uma ampliação da

microferramenta observada no MEV após o passe 23, é possível identificar material da peça aderido (comprovado com análise por espectroscopia de energia dispersiva - EDS) na região da aresta principal de corte.

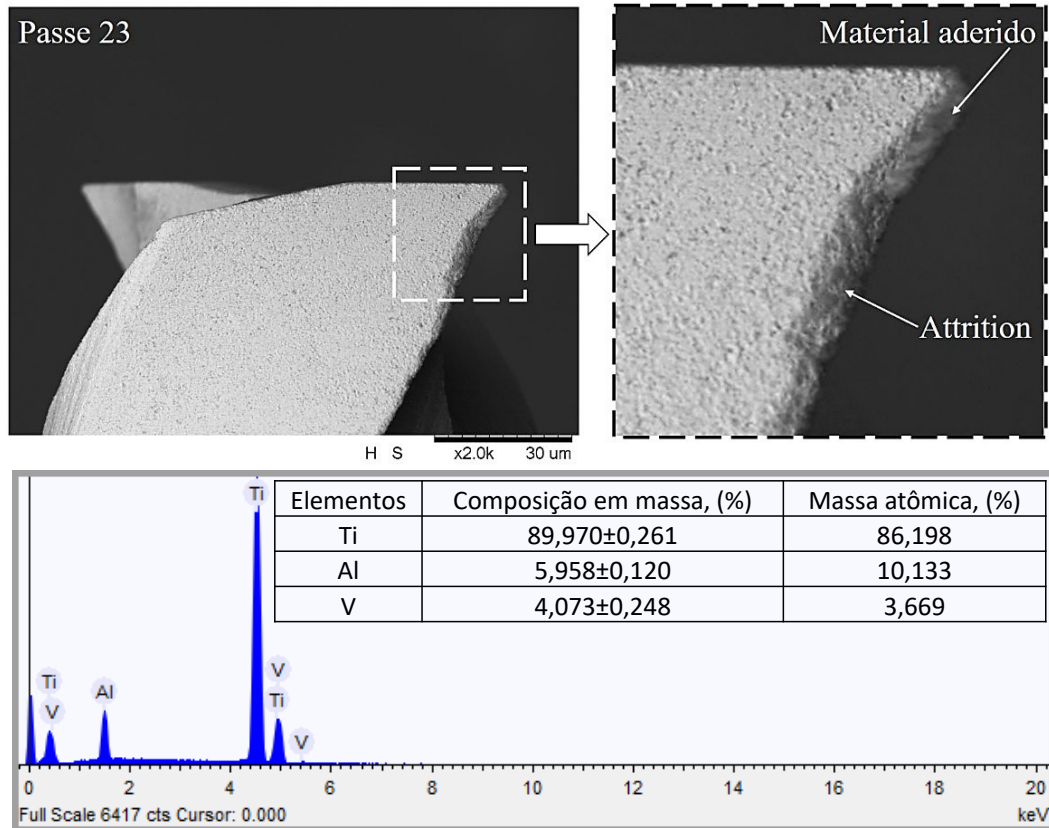


Figura 4.2.3 – Superfície principal de folga da microfresa, em condição MQL

A Figura 4.2.4 apresenta imagens do MEV da microferramenta revestida com DLC após vários passes na condição com MQL. Observando a figura é possível identificar no último passe, uma avaria provavelmente de origem mecânica, como mostra detalhadamente a Figura 4.2.5. Essa possível trinca tem comprimento aproximado de 4,3 µm. Segundo a literatura, essas trincas mecânicas podem surgir devido aos “choques mecânicos” ocorridos durante a entrada da aresta de corte na peça ou durante a saída dela da peça (THE, 1977, PEKELHARING, 1978, 1984, VAN LUTTERVELT; WILLEMSE, 1984, GHANDI, BARROW, 1985 *apud* MACHADO et al., 2015, p. 272).

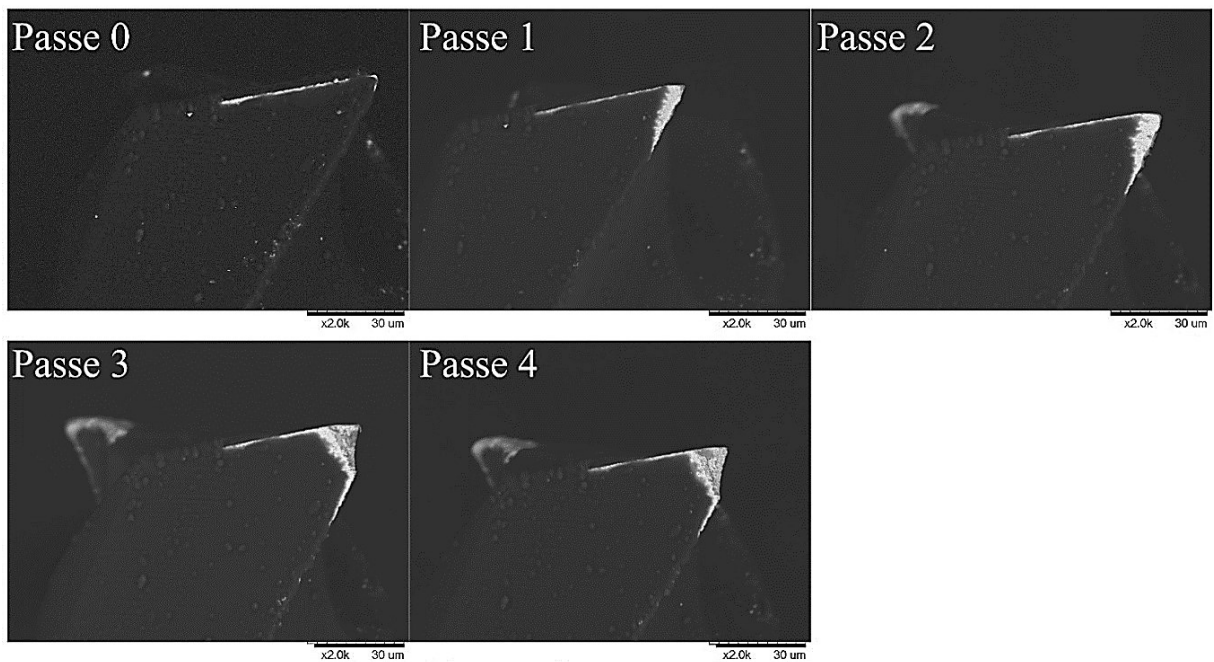


Figura 4.2.4 – Superfície principal de folga da microfresa passo a passo, em condição MQL, microferramenta revestida de DLC

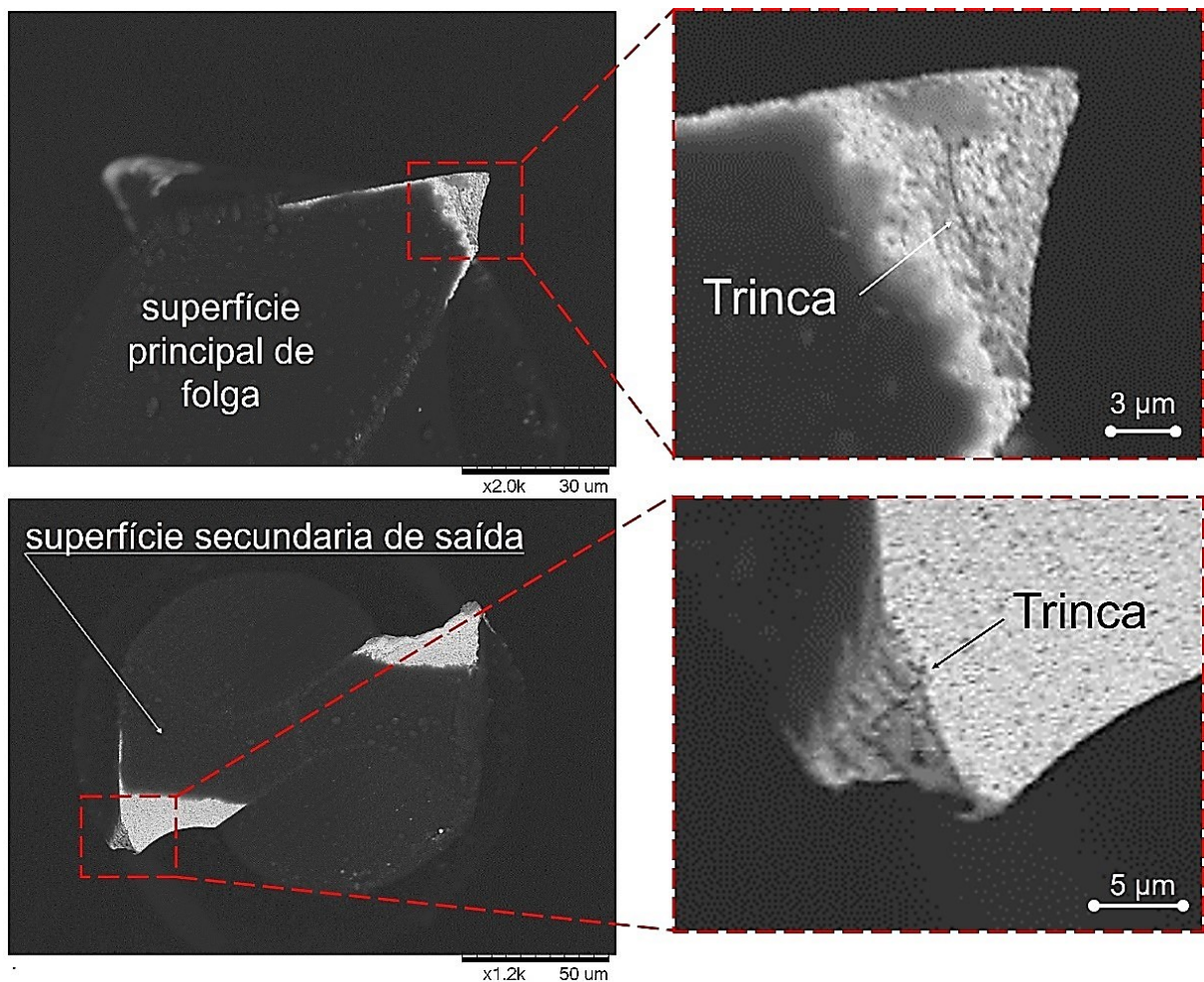


Figura 4.2.5 – Trinca de origem mecânica na microferramenta revestida de DLC



A Figura 4.2.6 apresenta a sequência de imagens da microferramenta utilizada na condição a seco. O desgaste apresentou comportamento similar para as duas arestas de corte das microfresas. Observa-se um maior arredondamento da aresta principal de corte neste caso. Em algumas situações, como mostrado na ampliação na Figura 4.2.7, observa-se a presença de material aderido na aresta de corte. Esse material pode ser considerado uma aresta postiça de corte, fenômeno que acontece quando a usinagem apresenta velocidades de corte intermediárias. A aresta postiça de corte é um fenômeno que depende de aderência entre cavaco e material da peça, alterando a geometria da microferramenta e os mecanismos de desgaste (WANG et al., 2016).

Como a vida da microferramenta na condição a seco é maior, a APC, neste caso, protege a cunha cortante da microferramenta. Na condição a seco, o desgaste está concentrado na ponta da microferramenta, aumentando o raio de arredondamento. O desgaste maior ocorre na superfície de folga lateral. Embora muitos autores/pesquisadores acreditem que não ocorre APC na usinagem do titânio, em certas ligas ela já foi detectada em condições de corte brandas e pode ser provado pela Figura 4.2.7. A altura da APC que permaneceu no raio de aresta corresponde aproximadamente à profundidade de corte.

Na microusinagem com MQL não foi detectado a APC, uma vez que a utilização de fluido de corte impediu a sua formação durante o microfresamento. Uzun; Aslantas; Bedir (2013) relataram que as partículas de lubrificante na interface cavaco-ferramenta limitam a interação da peça com a microferramenta de corte.

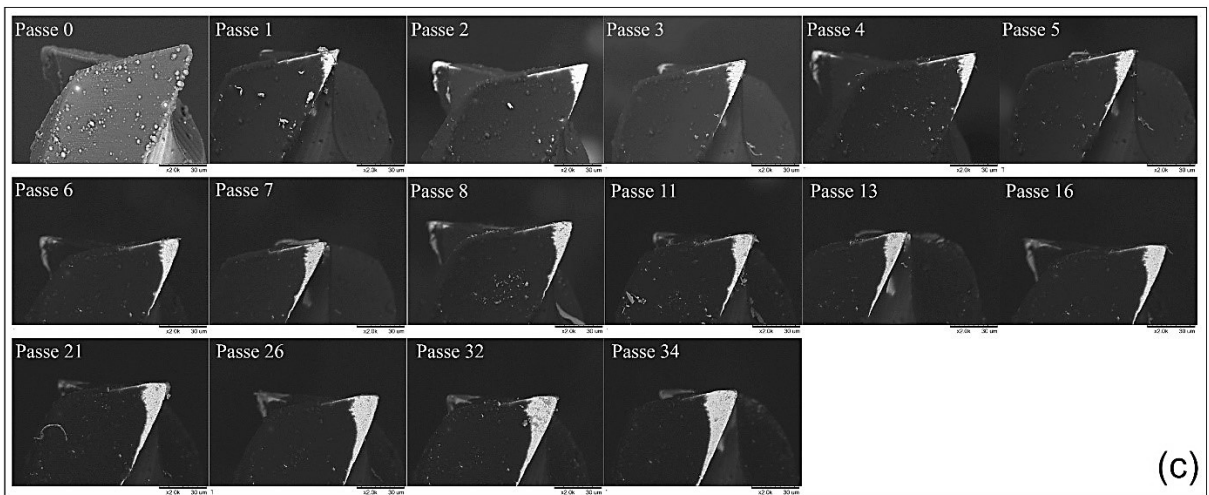
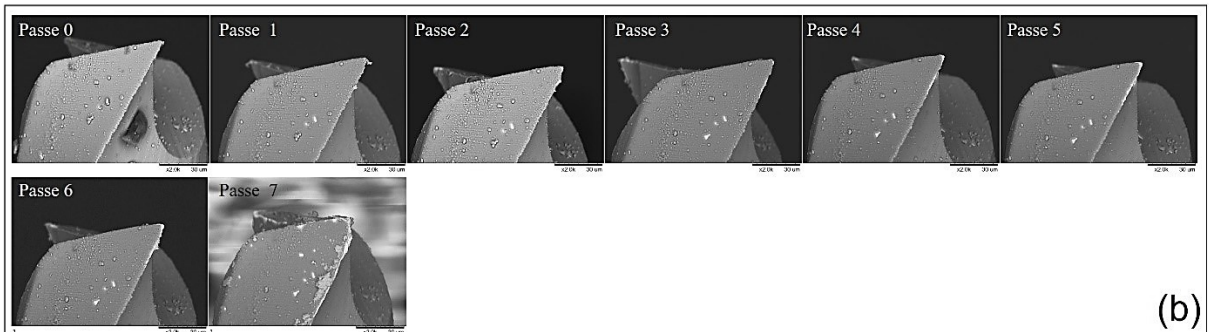
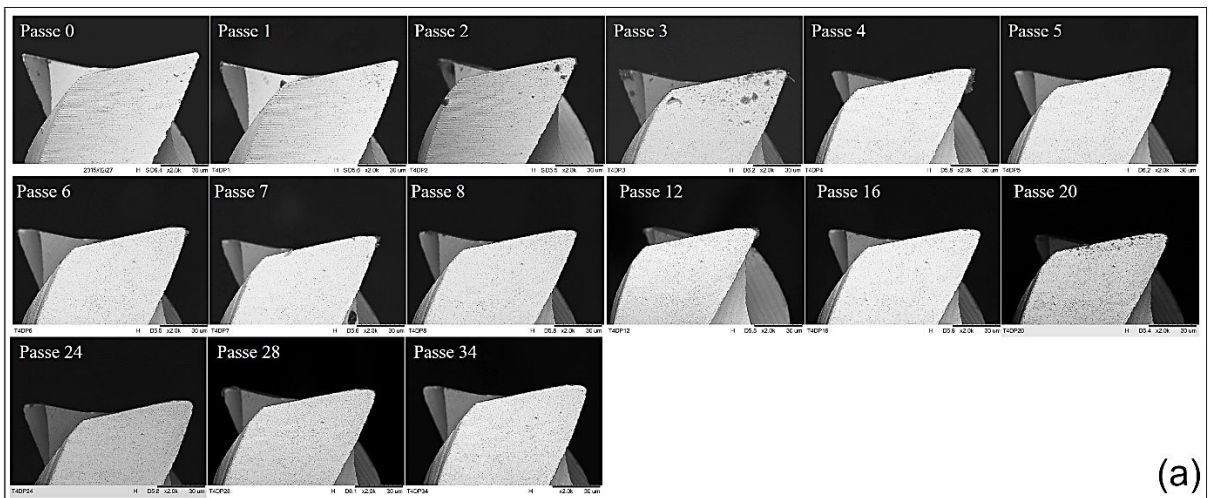


Figura 4.2.6 – Superfície principal de folga das microfresas passo a passo, onde: (a) - microfresa sem revestimento, (b) - microfresa revestida de TiAlN e (c) - microfresa revestida de DLC

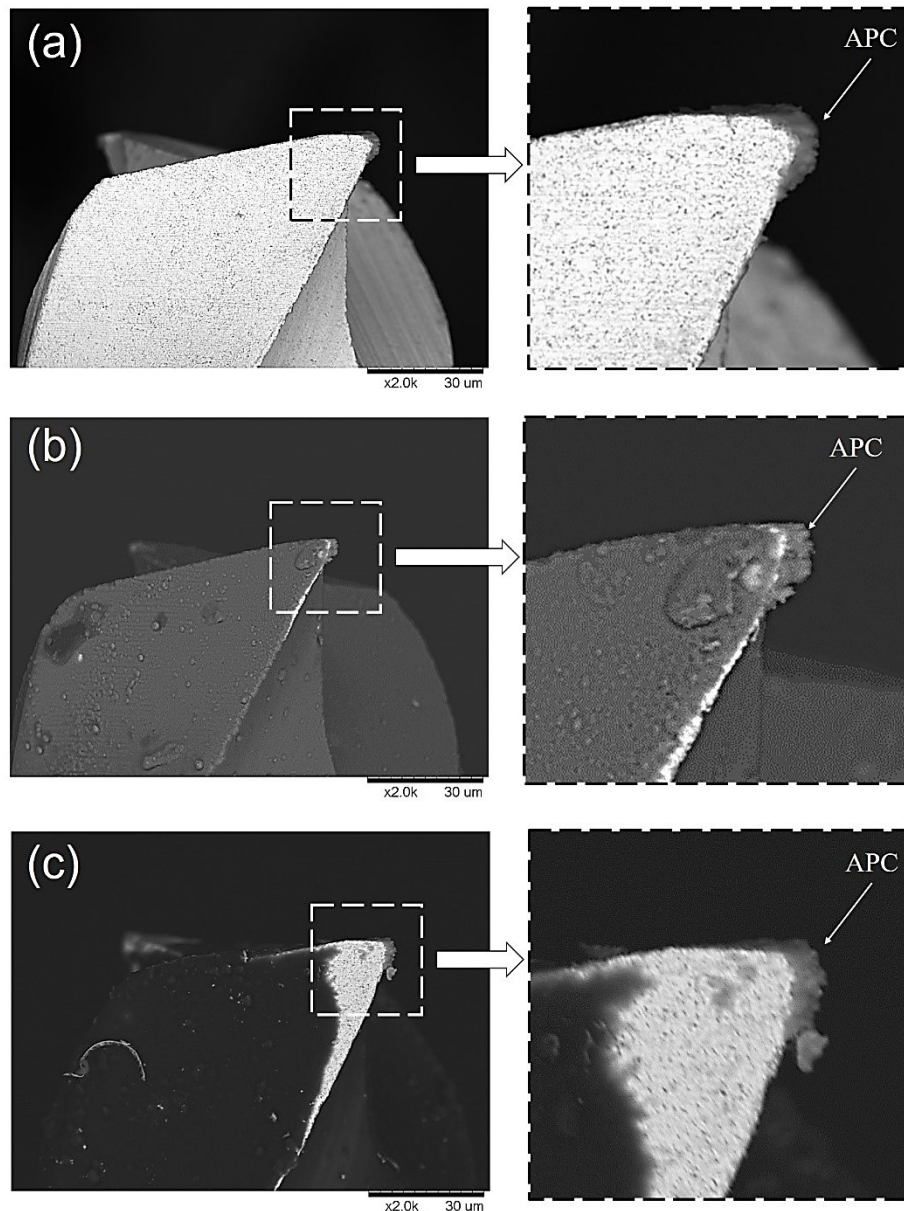


Figura 4.2.7 – Aresta postça de corte formada na superfície principal de folga durante a microusinagem, onde: (a) - microfresa sem revestimento, (b) - microfresa revestida de TiAlN e (c) - microfresa revestida de DLC

### 4.3 Formação de rebarbas e cavacos

Rebarba é um aspecto muito importante das peças usinadas e, sua formação, pode prejudicar o tamanho e o funcionamento de um produto específico. Cunha (2016) comentou que a formação de rebarbas se mostra um parâmetro difícil de ser avaliado por não ser um fenômeno periódico e cíclico. Na microusinagem, esse problema é importante, uma vez que as dimensões da rebarba se tornam relativamente grandes comparadas aos parâmetros de corte (avanço e profundidade de corte).

A Figura 4.3.0 apresenta as formas de rebarbas observadas e suas localizações no microcanal durante os ensaios a seco. A classificação de rebarbas foi realizada pela primeira vez em usinagem convencional por Gillespie e Blotter (1976) e depois, em microusinagem, apresentado por Lee e Dornfeld (2002) e Kiswantoa; Zariatina; Ko (2014). Podem-se definir as seguintes rebarbas, todas observadas nos canais usinados: rebarbas na entrada e saída do canal, rebarbas de entrada lateral discordante e concordante, rebarbas de saída lateral discordante e concordante, além das rebarbas de topo. É mais significativa a análise das rebarbas de topo discordante e concordante, que possuem maiores dimensões. Ressalta-se que, para a condição de corte com MQL foi possível analisar apenas as rebarbas de topo discordante e concordante, tendo em vista que as demais foram mínimas. Resultados semelhantes foram encontrados em trabalhos de Santos (2016) e Silva (2017).

Para melhor visualização do comportamento da altura da rebarba, as médias das alturas são apresentadas em forma de gráfico. A linha tracejada (- - -) destaca os canais onde foi atingido critério de fim de vida, desgaste D2 de 15  $\mu\text{m}$ . Canais não marcados com linha tracejada foram analisados de forma geral. A Figura 4.3.1 apresenta as médias das alturas da rebarba em condição de corte realizado com MQL. Resultados de 5 medições são apresentados utilizando a média com desvio padrão (com intervalo de confiança de 68,27%).

Observa-se pela parte (a) da Figura 4.3.1 que a altura da rebarba no lado onde o microfresamento é concordante (final do período ativo da microferramenta) varia de aproximadamente de 0,996  $\mu\text{m}$  a 38,628  $\mu\text{m}$  e a altura da rebarba no lado onde o microfresamento é discordante (início do período ativo) varia de aproximadamente de 0,622  $\mu\text{m}$  a 51,705  $\mu\text{m}$  em geral. Ao analisar a parte do gráfico com linhas tracejadas onde a microferramenta atingiu o critério de fim de vida, a altura da rebarba no lado concordante varia de 1,236  $\mu\text{m}$  a 6,684  $\mu\text{m}$  e o discordante varia de 0,622  $\mu\text{m}$  a 16,977  $\mu\text{m}$ .

A parte (b) da Figura 4.3.1 é difícil de ser analisada, pois a microferramenta atingiu o critério de fim de vida após o primeiro passe. Nestes casos, a altura da rebarba concordante atingiu valores de  $3,325 \pm 1,850 \mu\text{m}$  e da discordante de  $2,749 \pm 0,880 \mu\text{m}$ . Já a microferramenta revestida com DLC, que apresentou critério de fim de vida semelhante com o da microferramenta sem revestimento nas condições de corte com MQL, apresenta rebarba no lado concordante de  $3,297 \pm 1,421 \mu\text{m}$  a  $8,945 \pm 2,674 \mu\text{m}$  e discordante varia de  $3,593 \pm 1,829 \mu\text{m}$  a  $9,345 \pm 3,759 \mu\text{m}$ .

Analisando a parte (c) do gráfico da Figura 4.3.1 nota-se que em todos os passes a altura da rebarba concordante apresentou valores pouco menores que a discordante, diferente do que normalmente pode ser observado na usinagem convencional. As dimensões da rebarba concordante e discordante foram próximas, tornando difícil identificar em qual dos

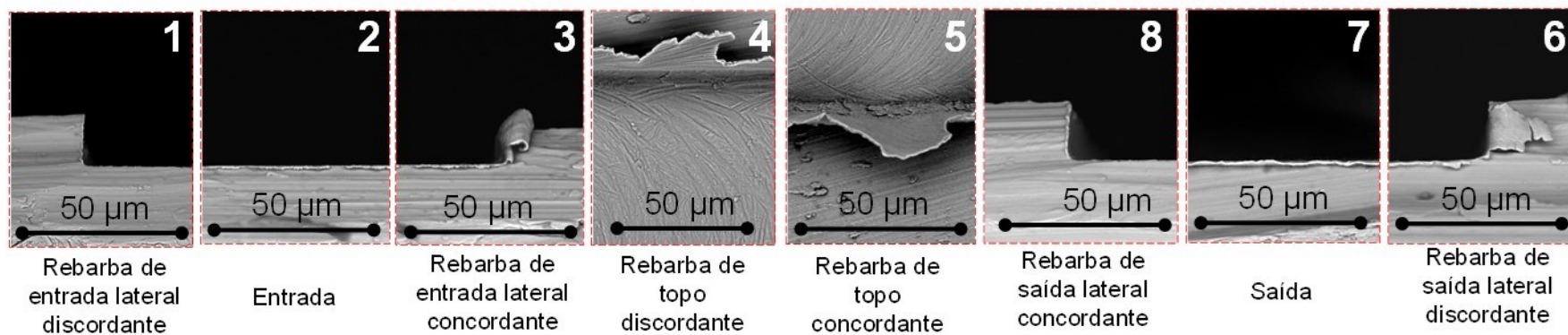
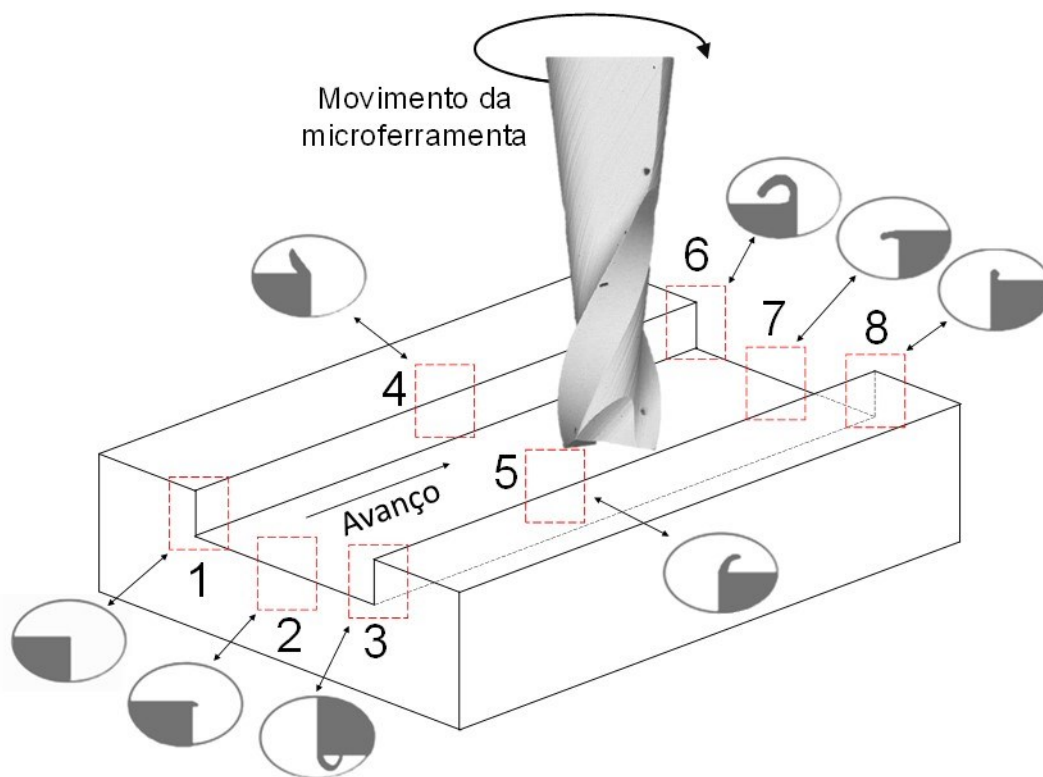


Figura 4.3.0 – Forma e localização das rebarbas formadas durante os ensaios a seco

dois tipos de microfresamento predominaria uma rebarba maior, não sendo possível observar uma tendência clara.

Após os três primeiros passes a altura da rebarba não ultrapassou o valor de 10  $\mu\text{m}$  nas partes (a) e (c) da Figura 4.3.1, valor que corresponde à profundidade de corte. Em passes subsequentes à altura da rebarba começou a aumentar, conforme se observa no gráfico. Este comportamento tem uma relação com o desgaste da microferramenta (gráfico das Figuras 4.2.2 e 4.2.4). Esse crescimento pode ser devido principalmente ao material da peça Ti-6Al-4V e à geometria da microferramenta, alterada pelo desgaste. Semelhantes conclusões foram feitas por Aurich et al. (2009) que comentam que o trajeto da ferramenta e os parâmetros de usinagem podem influenciar também nas alturas das rebarbas. Para prevenir e/ou minimizar rebarbas é necessário examinar todo o processo de corte, pois existem muitas influências entre os parâmetros.

Os resultados da microusinagem a seco demonstram predomínio da altura de rebarba no lado concordante, resultado este semelhante ao encontrado por Aramcharoen e Mativenga, (2009), como mostra a parte (a) da Figura 4.3.2. Já nas partes (b) e (c) as dimensões da rebarba concordante e discordante foram próximas. Na parte (a) da Figura 4.3.2 a altura da rebarba concordante variou de 0,006  $\mu\text{m}$  a 17,098  $\mu\text{m}$  e discordante de 0,086  $\mu\text{m}$  a 5,031  $\mu\text{m}$  em geral. Analisando parte (b) da Figura 4.3.2, a altura da rebarba produzida pelo canal 7 é alta, o que deve ser devido à quebra da microferramenta.

No entanto, observa-se pela parte (a) da Figura 4.3.2 do gráfico com linhas tracejadas onde a microferramenta atingiu o critério de fim de vida em condições a seco, a altura da rebarba no lado concordante variou de 0,006  $\mu\text{m}$  a 14,551  $\mu\text{m}$  e a discordante de 0,086  $\mu\text{m}$  a 5,031  $\mu\text{m}$ .

A parte (b) da Figura 4.3.2 apresentou uma variação da altura da rebarba concordante de  $0,693 \pm 0,533 \mu\text{m}$  a  $3,225 \pm 2,070 \mu\text{m}$  e discordante de  $0,0356 \pm 0,076 \mu\text{m}$  a  $1,562 \pm 0,661 \mu\text{m}$ . Resultados peculiares foram obtidos nas alturas das rebarbas de todos os 32 canais produzidos pela microfresa revestida com DLC, nos quais as dimensões da rebarba concordante (variou de  $1,121 \pm 0,944 \mu\text{m}$  a  $6,378 \pm 0,696 \mu\text{m}$ ) e discordante (variou de  $1,067 \pm 0,383 \mu\text{m}$  a  $5,500 \pm 0,503 \mu\text{m}$ ) são muito próximas, ou seja, a variação é muito pequena e, desta maneira, as rebarbas não crescem com o comprimento usinado. Além disso o desvio padrão é elevado, não sendo possível observar uma tendência predominante. Em geral, as rebarbas produzidas com a microferramenta revestida de DLC apresentaram menor valor comparado com as outras microferramentas.

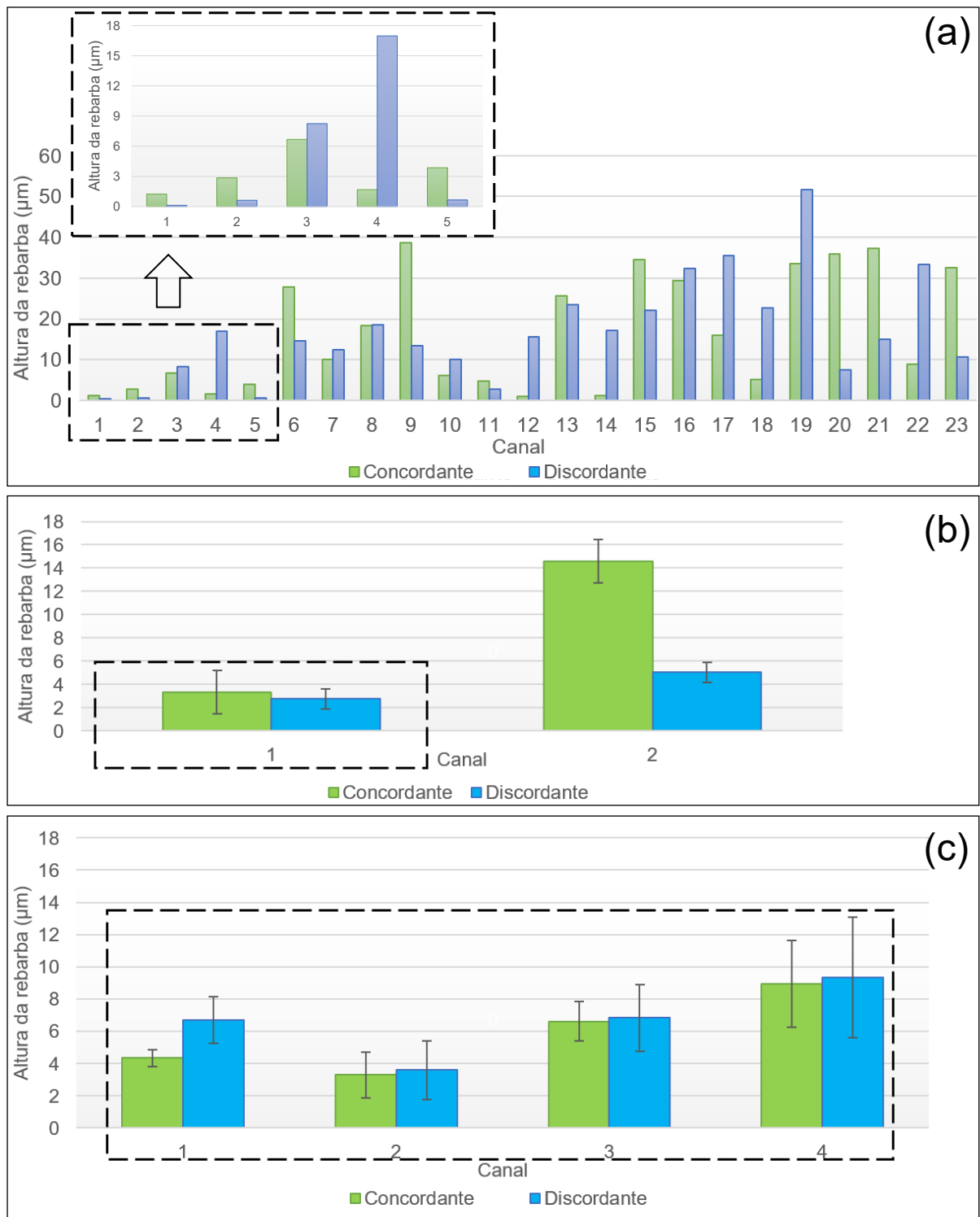


Figura 4.3.1 – Variação da altura da rebarba concordante e discordante, em condições com MQL, onde: (a) - microfresa sem revestimento, (b) - microfresa revestida de TiAlN e (c) - microfresa revestida de DLC

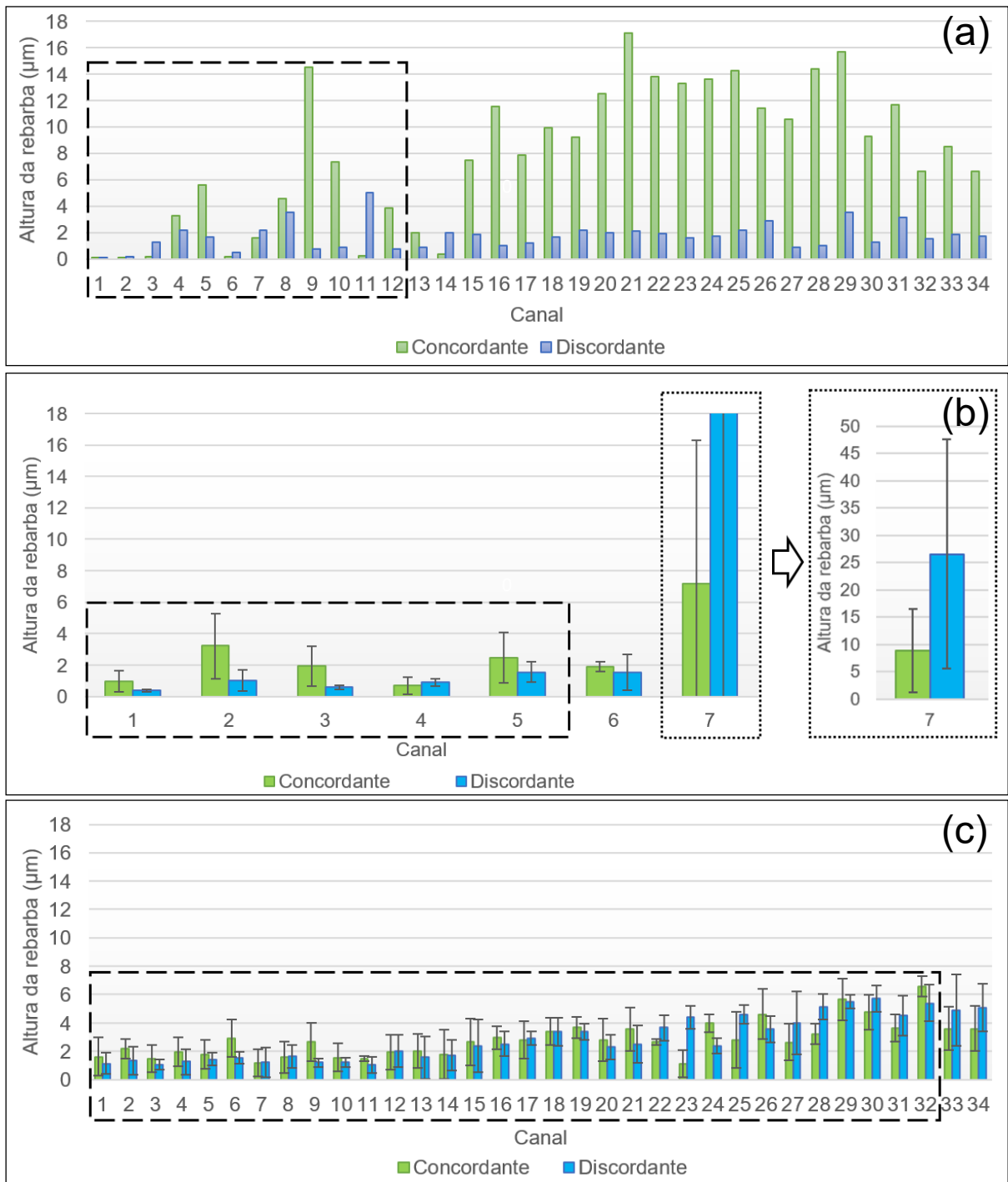


Figura 4.3.2 – Variação da altura da rebarba concordante e discordante em condições a seco, onde: (a) - microfresa sem revestimento, (b) - microfresa revestida de TiAlN e (c) - microfresa revestida de DLC



Na microusinagem a seco as alturas da rebarbas foram menores em comparação com as obtidas em condições de corte com MQL. Isso pode ser explicado pelo menor desgaste da microferramenta nas condições a seco. As dimensões da rebarba dependem fortemente da geometria da microferramenta de corte. Kaminise et al. (2004) afirmam que o ângulo de posição e raio de ponta da ferramenta são os principais fatores que afetam a altura da rebarba. No entanto, observa-se que o arredondamento do raio de aresta é maior para a microusinagem a seco. Era de se esperar, portanto, maior rebarba para a microusinagem a seco.

A altura da rebarba também depende da rigidez da microferramenta (LEKKALA et al., 2011). Isto significa que as rebarbas em microusinagem são relativamente maiores em função do diâmetro reduzido das microferramentas. Silva (2017) observou que utilizando as microferramentas com diâmetro maior, a altura da rebarba em ambos os lados (concordante e discordante) é muito menor para as mesmas velocidades de corte.

De uma maneira geral é possível dizer que a altura das rebarbas concordante e discordante é menor na microusinagem a seco do que na microusinagem com MQL. No entanto, os resultados mostraram que, em alguns momentos, mesmo com a evolução do desgaste, a altura da rebarba é menor. Isso mostra que este parâmetro pode variar muito durante o ensaio.

A partir dos resultados obtidos é muito difícil distinguir o formato da rebarba. Em alguns ensaios as rebarbas do lado concordante apresentaram uma leve curvatura, enquanto que no lado discordante foram ligeiramente inclinadas. Existe uma diferença significativa entre a altura das rebarbas formadas pelo microfresamento concordante e discordante (PIQUARD et al., 2014).

Em alguns casos, a rebarba dobra e a altura, da forma como é medida, diminui, embora esta dimensão da rebarba possa ser maior, como observado na Figura 4.3.3. Essa rebarba dobrada pode ser classificada como rebarba em forma de agulha (se desdobrada), de acordo com a classificação de Chern et al. (2007). Este efeito do dobramento das rebarbas foi observado em todos os ensaios de microusinagem realizados, nos dois lados concordante e discordante, em todos os canais e condições de corte investigados. Este dobramento pode ser devido ao peso da rebarba, mas precisa ser mais bem investigado.

Também foi observado que na maioria dos canais apareceu uma rebarba menor. Em alguns casos as rebarbas atingiram uma altura significativa e durante o microfresamento ocorre quebra, descolamento ou separando a rebarba da borda do canal como se observa na Figura 4.3.4. Essa rebarba é do tipo primária e apresenta dobras, as setas pretas indicam regiões onde a rebarba foi quebrada durante o processo e as setas brancas indicam o descolamento das bordas da rebarba.

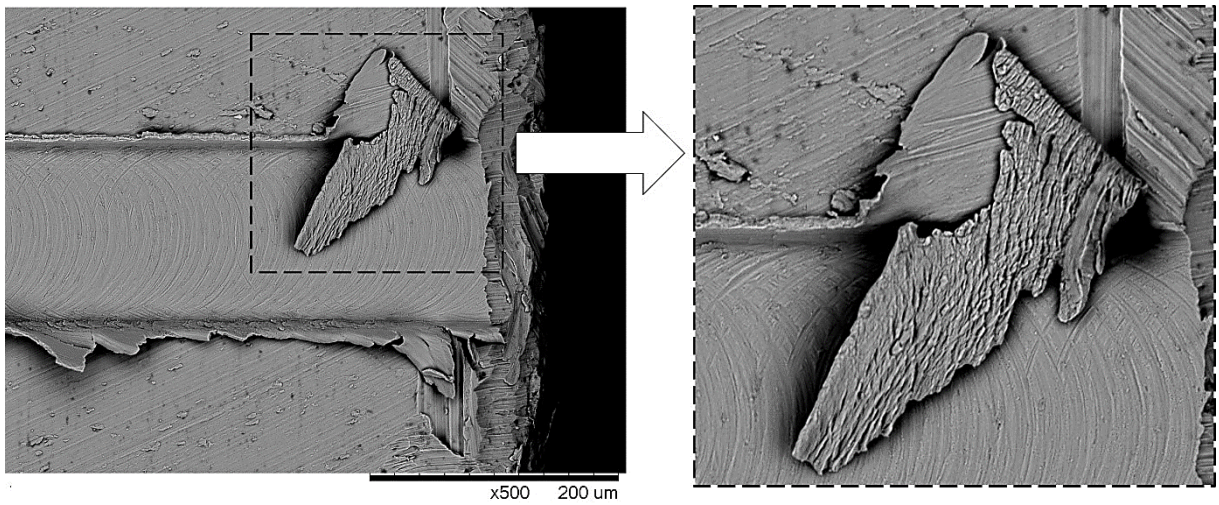


Figura 4.3.3 – Rebarba dobrada com comprimento de  $203,031 \pm 13,656 \mu\text{m}$  indicado com a seta

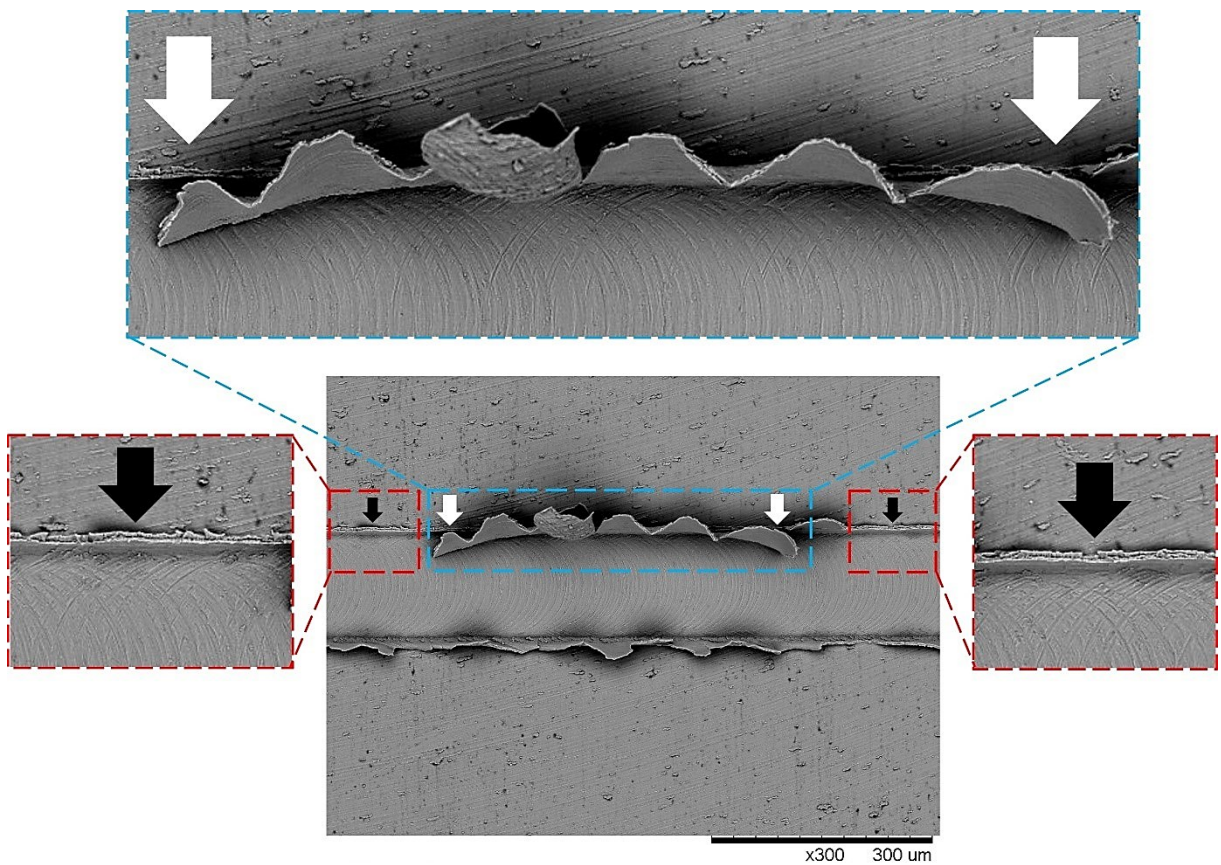


Figura 4.3.4 – Descolamento/separação da rebarba do canal indicado com a seta branca e parte onde rebarbas foram quebradas durante o processo indicado com a seta preta

Para melhor entendimento do processo de microusinagem foi realizado o estudo da formação de cavacos. A espessura  $h_{\text{min}}$ , que define se o cavaco formará ou não, depende

diretamente do raio da aresta e das propriedades do material usinado (ZHANG et al., 2016). Infelizmente, foi possível coletar cavacos apenas em alguns testes. Analisando o cavaco do titânio da Figura 4.3.5, pode-se observar cavaco fino do tipo contínuo.

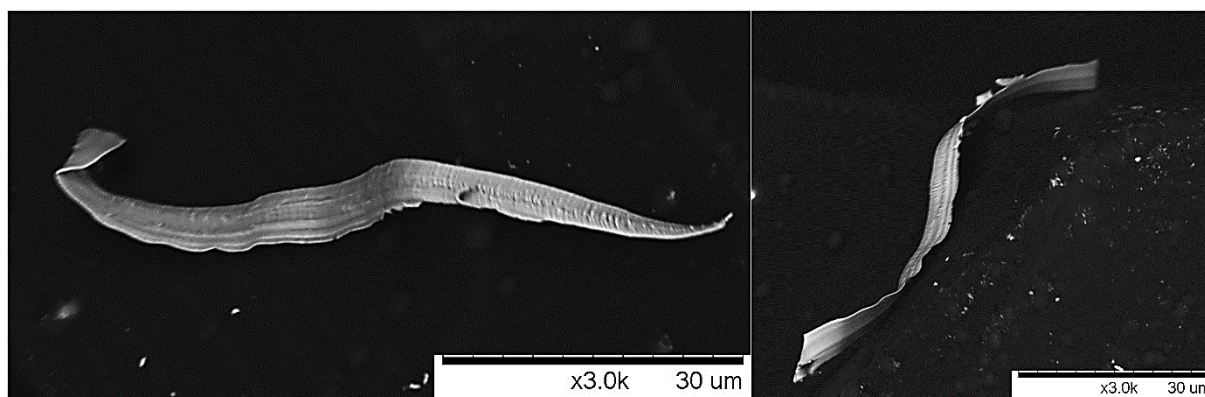


Figura 4.3.5 – Cavaco de Ti-6Al-4V fino do tipo contínuo, corte realizado a seco

As maiores temperaturas produzidas perto da aresta de corte e o maior gradiente de temperaturas na microusinagem de titânio podem ocorrer devido aos cavacos finos, de uma fina zona de fluxo e da pequena área de contato cavaco-microferramenta, o que somado às baixas propriedades térmicas do titânio faz com que o calor fique concentrado na interface cavaco-microferramenta.

A espessura do cavaco  $h'$  é  $0,403 \pm 0,173 \mu\text{m}$ , largura é  $5,232 \pm 0,225 \mu\text{m}$ , (com intervalo de confiança de 99,70%), para condição de corte a seco e avanço por dente de  $0,1 \mu\text{m}$ . A espessura máxima de corte  $h$  é de aproximadamente  $0,1 \mu\text{m}$ . Com estes valores uma estimativa do grau de recalque do cavaco  $R_c$  é de 4,03. O alto valor de  $R_c$  significa grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário, o que é típico para condições em que a espessura de corte  $h$  é pequena. Esse fato contribui para o aumento da energia específica na microusinagem, ou seja, efeito escala. Segundo Ferraresi (1970) o grau de recalque  $R_c$  aumenta exponencialmente com a diminuição da espessura de corte.

Considerando que um cavaco contínuo é formado durante toda a fase ativa de uma das arestas de corte, o comprimento teórico do cavaco para esta operação de microfresamento é de aproximadamente  $239 \mu\text{m}$  (raio da microferramenta multiplicado por  $\pi$ ). O cavaco mostrado na Figura 4.3.5 tem comprimento médio de aproximadamente  $75,308 \pm 3,542 \mu\text{m}$  e pode ser classificado como forma do cavaco em fita curta pela norma ISO 3685 (ISO, 1993).

Nas mesmas condições de corte, utilizando, no entanto, um avanço por dente de  $5,0 \mu\text{m}$  (esse avanço alto foi usado nos testes de conhecimento e estudos dos parâmetros), foi possível coletar cavacos que ficaram aderidos na ponta da microferramenta, como pode

ser observado na Figura 4.3.6. Neste teste, a outra cunha cortante da microferramenta se apresentou quebrada. Neste caso, o resultado das medições para a espessura do cavaco  $h'$  foi de  $2,006 \pm 0,685 \mu\text{m}$ , com largura  $6,669 \pm 0,733 \mu\text{m}$ . Nesta condição de corte, a espessura de máxima de corte  $h$  é de aproximadamente  $5,0 \mu\text{m}$  ( $h = f_c \times \text{sen} x_r$ , onde  $f_c$  é  $5,0 \mu\text{m}$  e  $x_r$  é  $90^\circ$ ), este cavaco foi produzido em condição de corte a seco. Os resultados da estimativa do grau de recalque do cavaco  $R_c$  é  $0,401$ , que em 10 vezes menor do que grau de recalque do cavaco anterior. No entanto, um valor de grau de recalque menor que  $1,0$  não é possível, pelo menos em operações de usinagem convencional. Cavacos com grau de recalque menor do que  $1,0$  foram obtidos por William et al. (1970) na usinagem de liga de magnésio, quando utilizada uma espessura de corte menor do que o tamanho de grão do material. Apesar desta estimativa adversa, este fato não foi investigado neste trabalho.

Analisando este cavaco pode-se perceber que é um cavaco contínuo e em algumas partes apresentou forma similar ao cavaco segmentado. No entanto, a classificação quanto ao tipo segmentado depende da microestrutura e não foi possível analisar neste trabalho. O comprimento médio do cavaco foi de  $161,237 \pm 8,913 \mu\text{m}$  podendo ser classificado conforme a forma, de cavaco em fita.

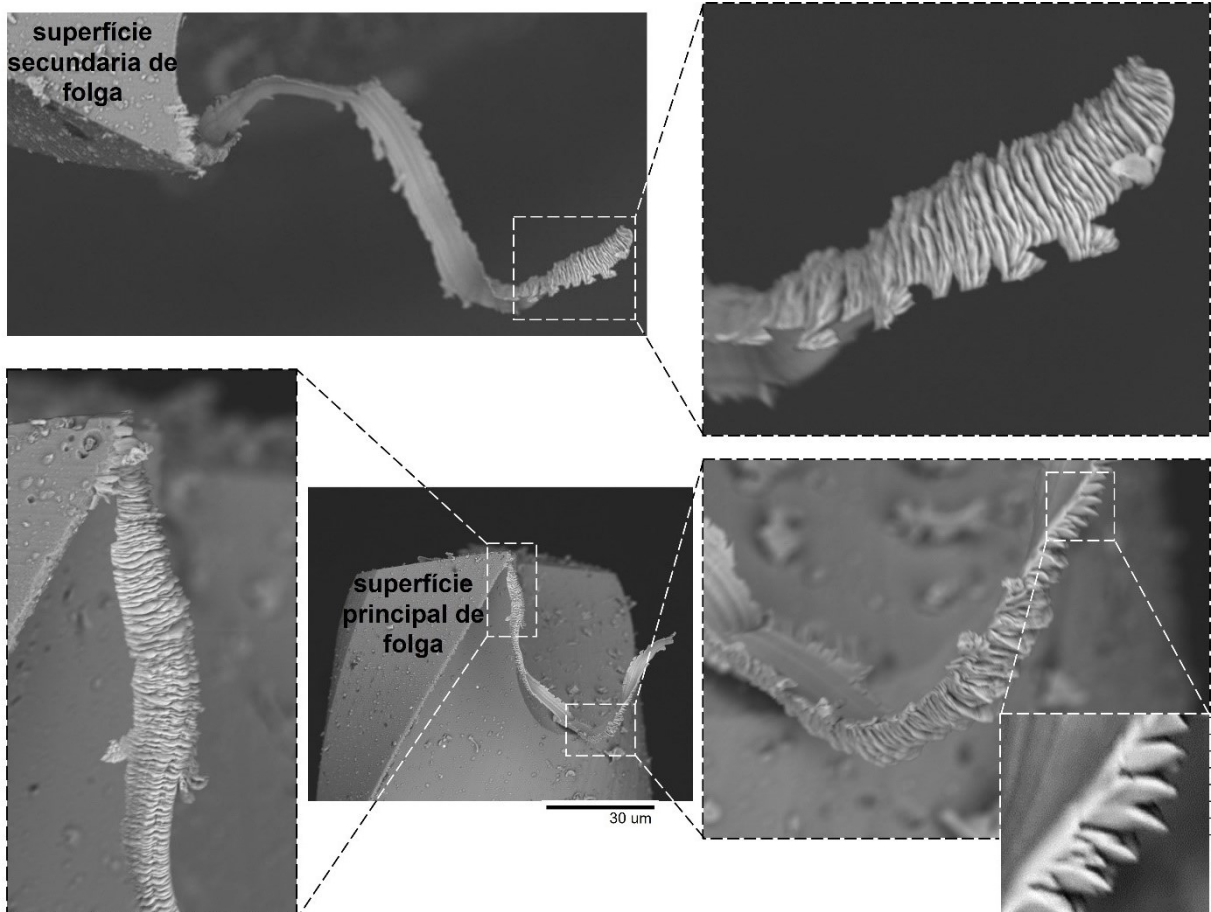


Figura 4.3.6 – Cavaco de Ti-6Al-4V do tipo contínuo na forma segmentado

Desta forma, pode ser observado que com o aumento do avanço por dente, o tipo do cavaco começa a mudar e o grau de recalque  $R_c$  diminui. Porém, devido à impossibilidade da coleta de cavacos para todos os ensaios, os resultados apresentados são apenas uma tendência.

#### 4.4 Caracterização da superfície usinada

Nesta parte do trabalho é avaliada a integridade superficial pelo conjunto de dados: textura superficial, macroestrutura, microestrutura (deformação plástica e presença de partículas de aresta postiça de corte) e microdureza. Este conjunto mínimo foi proposto por Field; Kahles; Cammet (1972) para avaliação da integridade superficial na usinagem convencional. Neste trabalho foi adotado o mesmo conjunto de dados para avaliação da integridade superficial na microusinagem.

A topografia do canal com rebarba após o segundo passe é mostrada na Figura 4.4.1. Esta figura representa o canal usinado com MQL e microferramenta sem revestimento, destacando-se a altura da rebarba ao longo do canal. O corte na seção transversal A-A, como indica Figura 4.4.1, apresenta largura (diâmetro da microferramenta) e profundidade do canal. Os valores das medições demonstram adequação ao esperado, uma vez que a profundidade de corte corresponde aproximadamente a  $10 \mu\text{m}$  (parâmetro de corte) e a largura equivalente ao diâmetro da microferramenta. Isso comprova que não houve batimento radial.

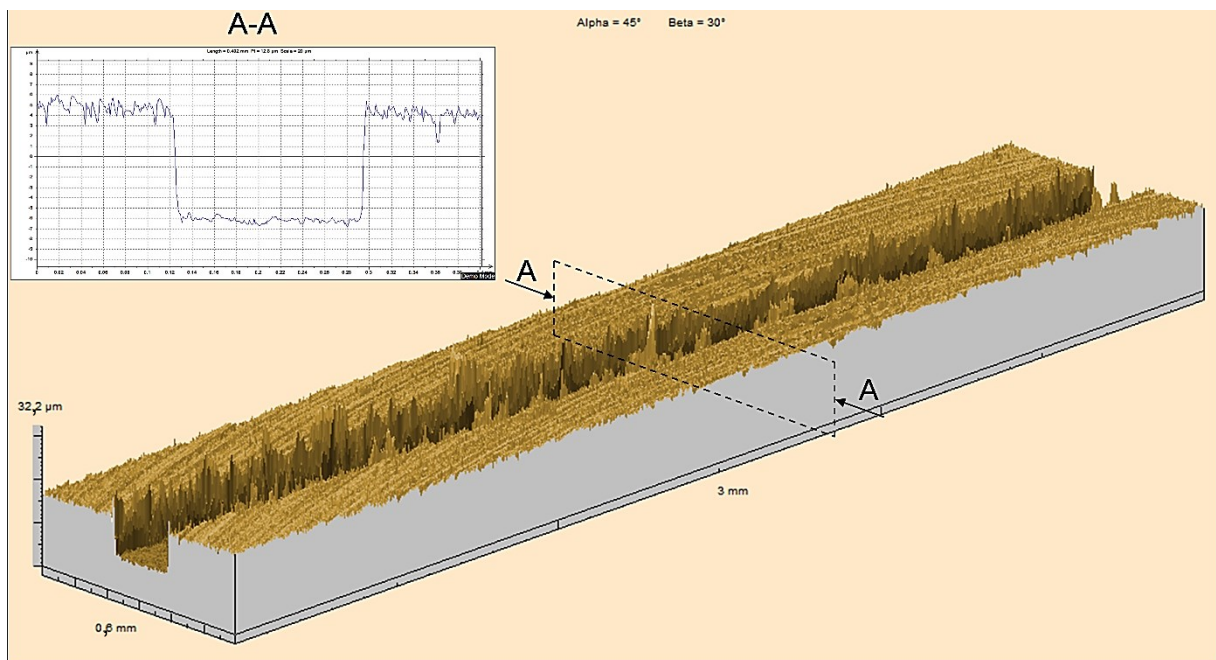


Figura 4.4.1 – Topografia da superfície 3D com corte na seção transversal do canal

Para melhor compreensão dos resultados da superfície usinada, serão mostrados canais usinados com microferramentas que atingiram o critério de fim de vida estabelecido (de acordo com Item 4.1 deste capítulo). Os demais canais produzidos serão analisados de maneira geral. A largura de todos os canais foi medida e corresponde ao diâmetro da microfresa. Visualmente a textura superficial de todos os canais é composta pelas marcas de avanço deixadas pela microferramenta conforme a norma DIN 4761 (DIN, 1978) *apud* Whitehouse (2002, p.110). Convém salientar que as integridades superficiais apresentaram comportamento análogo entre os canais, por isso serão apresentados somente alguns canais.

Primeiramente será analisada uma superfície usinada utilizando MQL. A Figura 4.4.2 apresenta uma sequência de imagens feitas via MEV da superfície usinada em termos de comprimento de usinagem. Visualmente pode-se observar que a textura superficial dos canais é semelhante ao longo de todos os cinco passes realizados. Visualmente a textura superficial é composta pelas marcas de avanço deixadas pela microferramenta, apenas no ciclo ativo da microusinagem, passes 1 a 4. No passe 5 começa a apresentar algumas marcas de fase inativa bem leves. Estas marcas geralmente são mais uniformes no início da microusinagem (passes 1, 2 e 3), quando o desgaste da microferramenta ainda é pequeno. É possível também observar as rebarbas menores laterais formadas, tanto do lado concordante (parede inferior do canal) quando do lado discordante (parede superior do canal). Não foram observadas trincas na superfície usinada.

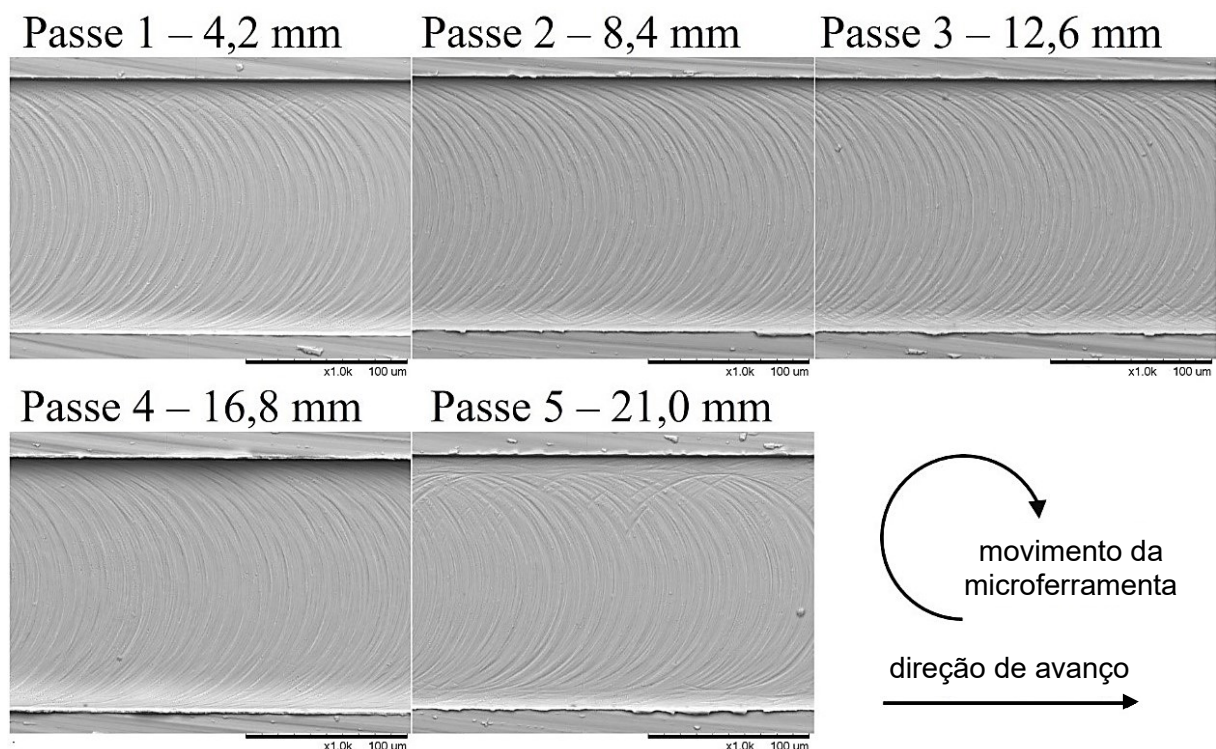


Figura 4.4.2 – Superfície usinada com MQL e microferramenta sem revestimento

A Figura 4.4.3 apresenta imagens dos passes 1 e 2 (no qual a microferramenta quebrou sua ponta). Pela Figura 4.4.3 (passe 1) pode-se observar que a textura superficial é composta pelas marcas de avanço no ciclo das fases ativa e inativa da microusinagem, observando a rebarba lateral percebe-se que esta é do tipo primária do lado concordante (parede inferior do canal). O canal do passe 2, no qual a microferramenta quebrou a ponta, apresenta uma rebarba com comprimento aproximado de 300  $\mu\text{m}$ , essa rebarba tem forma de agulha pela classificação de Chern et al. (2007).

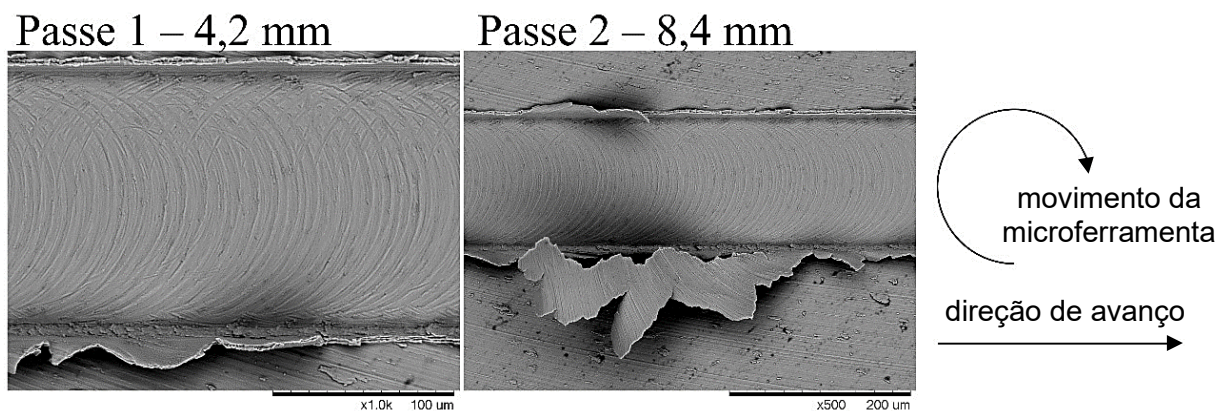


Figura 4.4.3 – Superfície usinada com MQL e microferramenta revestida de TiAlN

Observando a textura superficial mostrada na Figura 4.4.4 pode-se perceber que o comportamento das marcas de avanço deixadas pela microferramenta de DLC é diferente dos que foram mostrados nas Figuras 4.4.2 e 4.4.3. Essa textura superficial é causada pelo mecanismo de sulcamento (*ploughing*). Nessa superfície usinada também não foram observadas trincas, mas foram detectadas superfícies com microvazios (*void*), parte (a) da Figura 4.4.4, de acordo com a classificação de Gillibrand (1979). Esses microvazios foram encontrados por Simoneau; Elbestawi, (2006) e Bodziak et al. (2013).

Resultados de medições mostram que os microvazios têm diâmetro médio de  $0,5763 \pm 0,1565 \mu\text{m}$  (desvio padrão com intervalo de confiança é 99,70%). Esses microvazios se encontram espalhados em toda a superfície e não pôde ser observado padrão de distribuição, ou seja, eles estão localizados de forma aleatória. Eles são resultado de deformação plástica extrema devido a uma partícula dura, no caso partículas (bolhas) de revestimento do DLC. Resultado semelhante foi encontrado no trabalho de Simoneau e Elbestawi (2006).

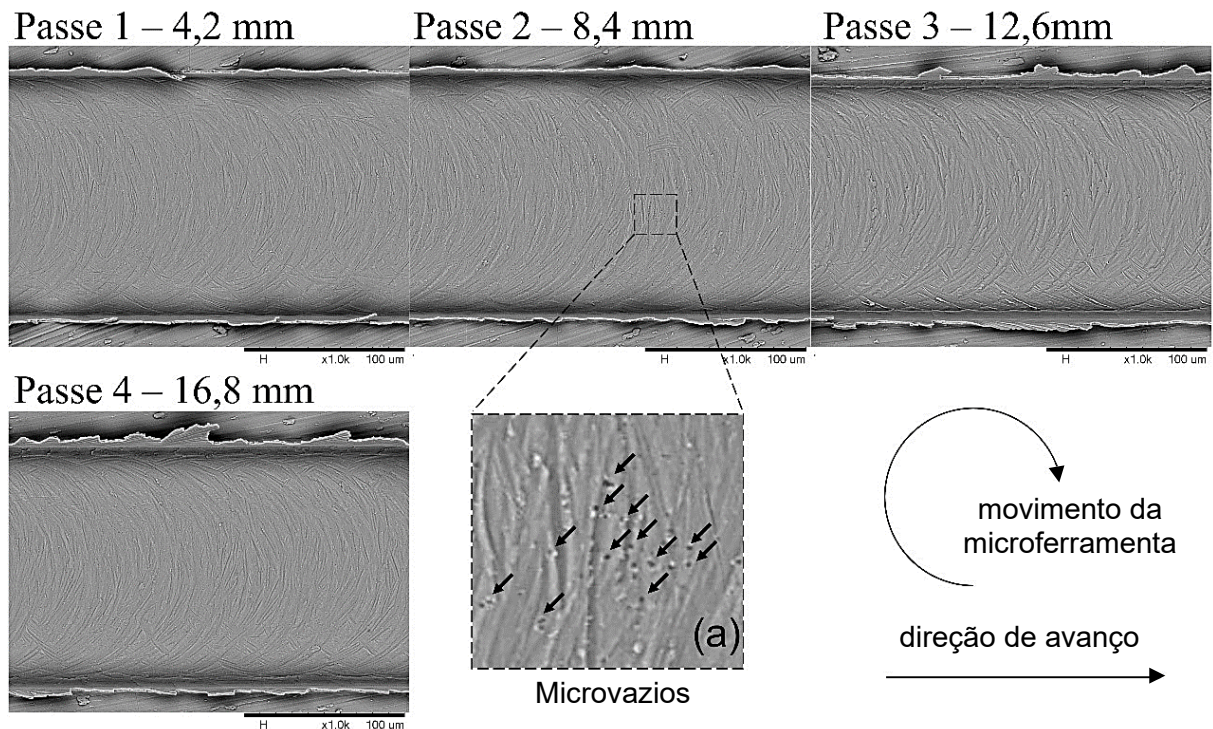


Figura 4.4.4 – Superfície usinada em condição MQL com microferramenta revestida de DLC, microvazios indicados com setas

Nesta segunda etapa serão analisadas as superfícies usinadas na condição de corte a seco. A Figura 4.4.5 apresenta uma sequência de imagens feitas pelo MEV da superfície usinada em termos de comprimento de usinagem. A avaliação qualitativa visual mostra que a integridade superficial foi pior do que na condição com MQL. Nesta situação, existem marcas fortes da microferramenta na peça durante os períodos ativos e inativos.

Observam-se também partículas aderidas na superfície da peça, em maior número nas regiões próximas à lateral dos canais. Apenas os dois primeiros canais têm marcas de avanço mais uniformes, com as superfícies usinadas semelhantes à condição com MQL. A partir do terceiro canal as marcas de avanço deixadas pela microferramenta são mais fortes e profundas. Isso ocorre por causa do raio de aresta da microferramenta protegido por APC, como mostrado e explicado no Item 4.2 deste capítulo.



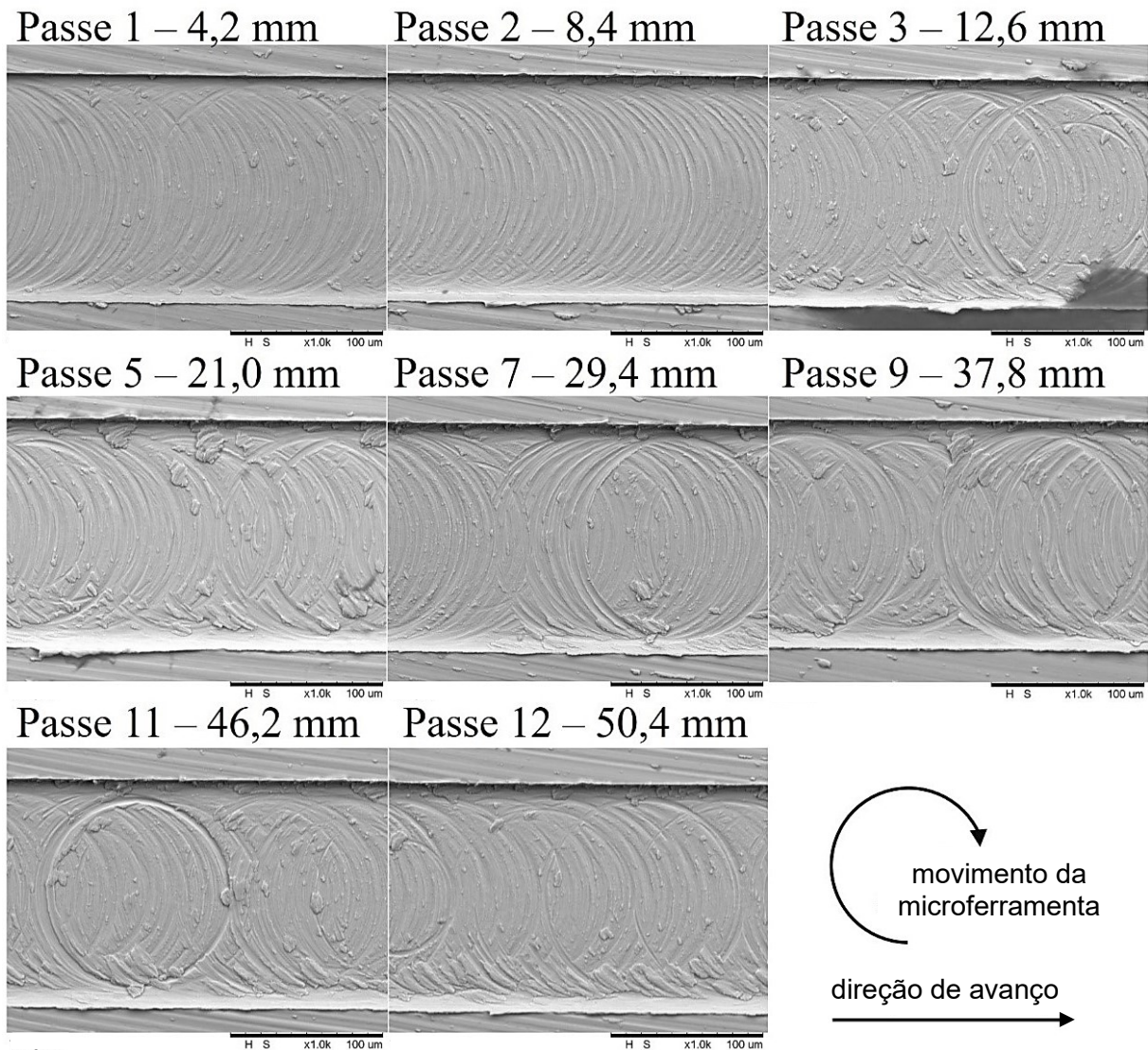


Figura 4.4.5 – Superfície usinada a seco com microferramenta sem revestimento

A avaliação qualitativa da integridade superficial (Figura 4.4.6) da usinagem com microferramenta revestida de TiAlN apresenta diferença quando comparada com a superfície usinada com microferramenta sem revestimento. A superfície usinada pela microferramenta revestida de TiAlN apresenta deformações plásticas menores na superfície, uma vez que o objetivo dos revestimentos é diminuir o coeficiente de atrito e evitar APC na aresta de corte. Porém pela parte (b) da Figura 4.2.6 pode-se observar a presença da APC no raio de aresta da microferramenta só que de tamanho menor comparando com a parte (a) da mesma figura.

Nas duas Figuras 4.4.5 e 4.4.6 é possível observar as rebarbas formadas predominantemente menores, tanto do lado concordante quando do lado discordante.

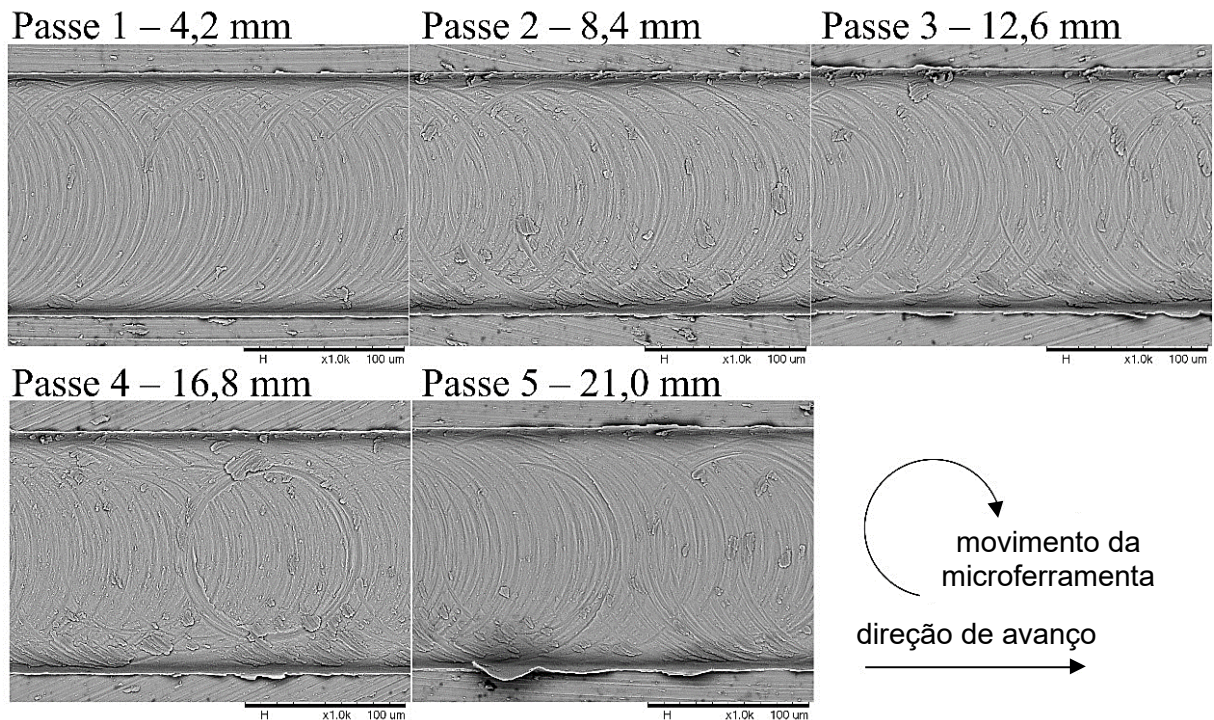


Figura 4.4.6 – Superfície usinada a seco com microferramenta revestida de TiAlN

Avaliando a superfície usinada pela microferramenta revestida com DLC (Figura 4.4.7), pode-se observar que esta microferramenta usinou 134,4 mm e atingiu o critério de fim de vida. A avaliação qualitativa mostrou que esse revestimento obteve melhor integridade superficial, além de maior vida, comparando com os outros canais usinados a seco. Observam-se também partículas aderidas na superfície da peça, dentro do canal. Na superfície usinada também foram detectados microvazios na superfície igual aos da superfície usinada com MQL com o mesmo revestimento. Resultados de medições mostram que o diâmetro médio dos microvazios é de  $0,5234 \pm 0,2201 \mu\text{m}$  (com desvio padrão com intervalo de confiança é 99,70%). Entre as rebarbas formadas predominam as rebarbas menores, mas também aparecem algumas rebarbas do tipo primária.

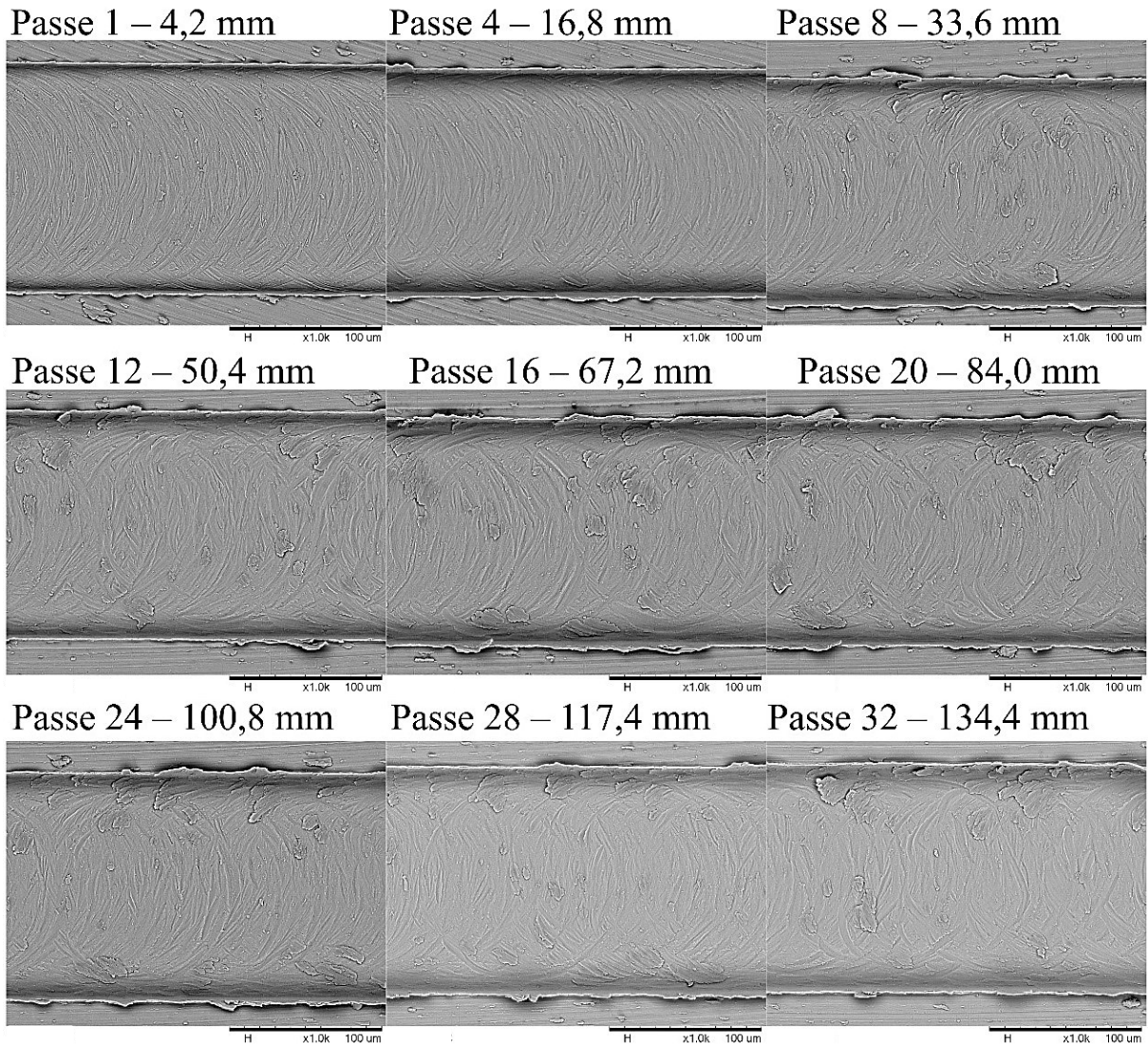


Figura 4.4.7 – Superfície usinada a seco com microferramenta revestida de DLC

Observa-se em geral que a superfície usinada apresenta marcas similares às marcas de avanço em função da trajetória da microferramenta, mas com diâmetros menores, ou seja, que não correspondem ao diâmetro da microferramenta utilizada. A Figura 4.4.8 apresenta uma destas superfícies com marcas de avanço de basicamente três diâmetros diferentes. A Figura 4.4.8 apresenta também uma imagem da microferramenta no estágio correspondente de desgaste. Estas marcas com diâmetros menores do que a microferramenta, podem ter ocorrido devido à geometria da microferramenta. Estas marcas estão presentes na microusinagem com microferramentas revestidas de TiAlN e DLC em condições a seco. Essas marcas não estão presentes nas condições com fluido de corte.

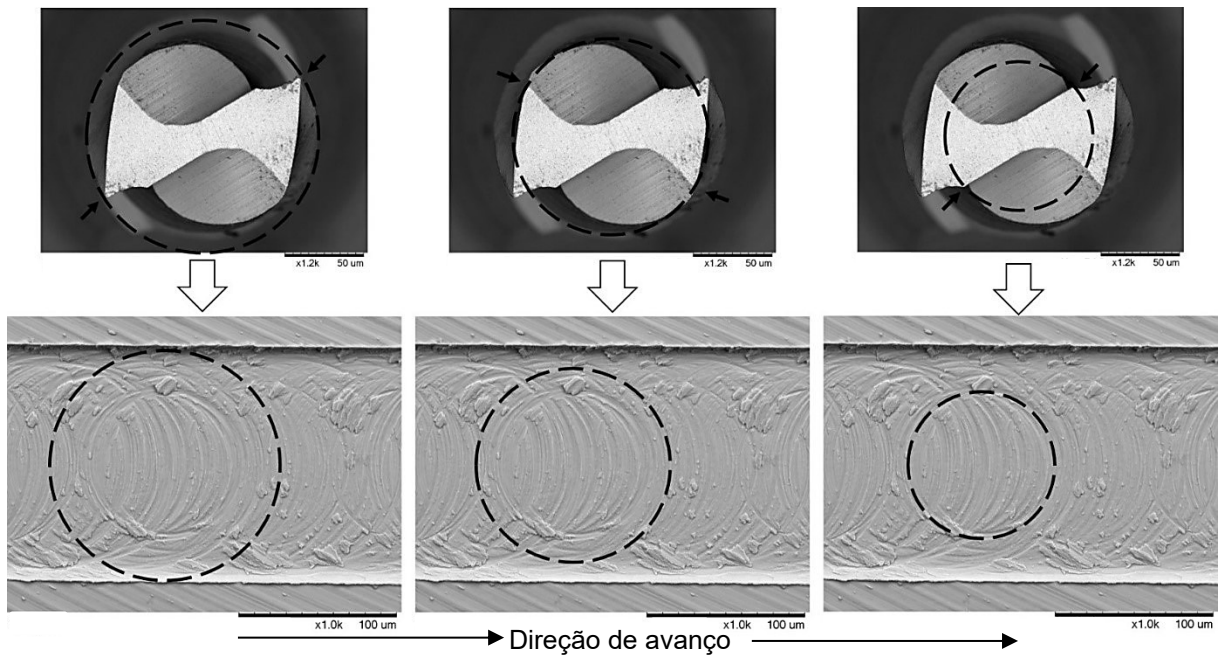


Figura 4.4.8 – Superfície usinada e marcações circulares da microfresa

A Figura 4.4.8 também apresenta uma característica típica de superfícies usinadas na presença de aresta postiça de corte, que é a presença de várias partículas aderidas na superfície usinada. Essas partículas podem ser fragmentos da aresta postiça de corte que periodicamente se soltam da microferramenta. Percebe-se uma maior concentração dessas partículas próximo da parede do canal.

A Figura 4.4.9 apresenta superfícies geradas na usinagem a seco com os três tipos de microferramenta, com foco na observação do material aderido no canal. Esta comparação não foi realizada para os testes realizados na presença de MQL, uma vez que para estes testes não foi observada a presença de material aderido no canal, o que sugere que o efeito lubrificante do fluido de corte conseguiu evitar a formação de aresta postiça de corte. É importante citar que os canais microusinados com MQL apresentaram melhor qualidade.

A partir da Figura 4.4.10 pode ser observado como a geometria da microferramenta influencia na superfície usinada. Neste caso a ponta da microfresa apresentava quebra dos dois lados. Na Figura 4.4.10 o canal é apresentado em partes, parte (a) - início do canal, parte (b) - meio e (c) - final do canal. Na parte (a) é apresentado o início do canal onde a microferramenta entra e faz o primeiro corte, após aproximadamente 150  $\mu\text{m}$  a microferramenta apresenta desgaste muito acelerado e em sequência ocorre a quebra de sua ponta (como foi analisado depois via MEV).

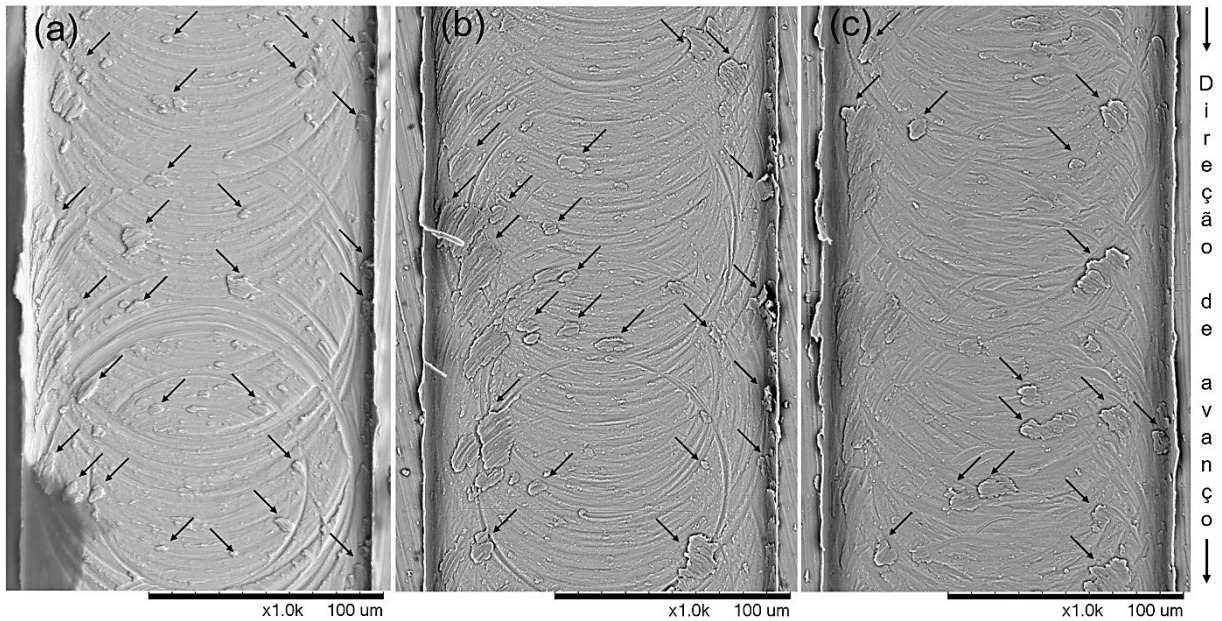


Figura 4.4.9 – Partículas da APC soltas da microferramenta, indicadas pelas setas, onde: (a) - sem revestimento, (b) - TiAlN e (c) - DLC

Como pode ser observado pelas partes (b) e (c) o acabamento superficial apresentado não é satisfatório e pode não corresponder às tolerâncias necessárias a uma peça, por exemplo. Além disso, conforme comentado no Item 4.3, o desgaste e a quebra da microferramenta influenciam negativamente no tamanho das rebarbas, o que também pode ser observado na Figura 4.4.10.

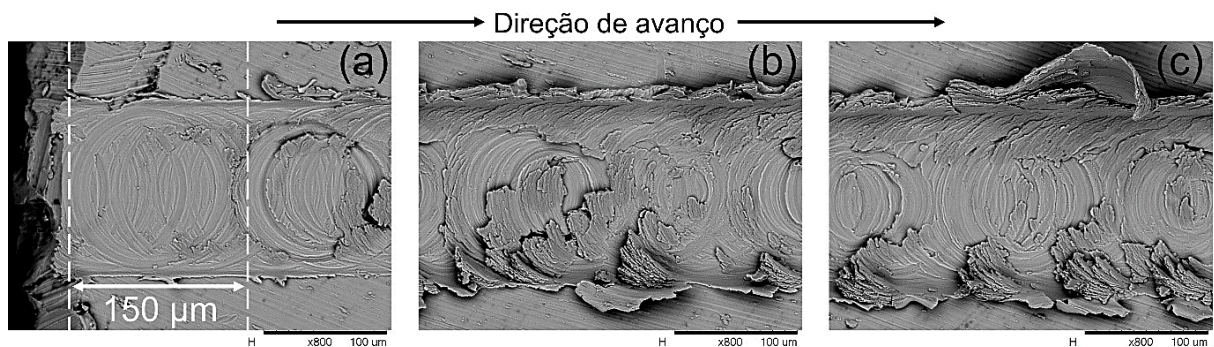


Figura 4.4.10 – Superfície do canal feito por microferramenta quebrada, condição a seco

O acabamento superficial é suscetível à influência de vários parâmetros de usinagem, incluindo: geometria da ferramenta de corte, geometria da peça, rigidez da máquina-ferramenta, material da peça, condições de corte e material da ferramenta (NAKAYAMA; SHAW; BREWER 1966, WADA et al., 1980, SHOUCKRY, 1982, TAKASU, 1985 e LEE et al., 2003) e a microusinagem não é exceção.

No caso da rigidez a máquina-ferramenta pode apresentar durante o processo vibrações do tipo *chatter*, no microfresamento. Após análise da superfície usinada não foram observados sinais de vibrações do tipo *chatter*.

O último parâmetro a ser avaliado com relação à integridade superficial é a microdureza das superfícies usinadas. Foram medidas microdurezas dentro do canal para verificar a influência dos revestimentos das microferramentas nas diferentes condições de corte, a seco e MQL. Para realizar ensaios de microdureza é necessário preparar peça, ou seja, passar pelos processos de lixamento e polimento. No entanto, para avaliar as possíveis alterações de dureza dentro do canal não seria adequado proceder à preparação convencional, uma vez que a camada afetada poderia ter dimensões micrométricas e seria removida no processo de lixamento. Assim, a microdureza foi medida diretamente na superfície usinada, nos canais em que a microferramenta atingiu seu fim de vida. As médias, obtidas a partir de 5 medições com desvio padrão (intervalo de confiança de 99,70%), são apresentadas na Figura 4.4.11, a fim de melhorar a visualização dos dados o eixo das ordenadas tem início em 320 HV<sub>0,025</sub>.

Analisando o gráfico nota-se que os valores são próximos e o desvio padrão bastante elevado, o que dificulta a análise. No entanto é possível observar uma tendência: a microdureza é sempre maior para as superfícies usinadas com MQL. Apesar da pequena diferença, a alteração na microdureza pode influenciar junto com outros fatores no desgaste da microferramenta, no caso de MQL a vida da microferramenta é menor comparada com a condição a seco.

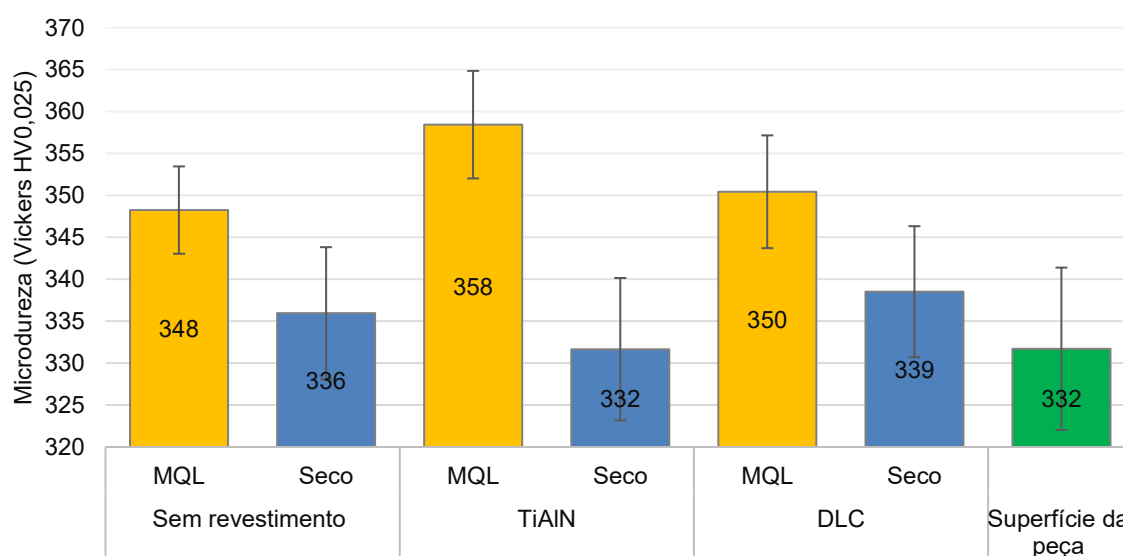


Figura 4.4.11 – Variação da microdureza dentro dos canais nas diferentes condições de corte produzidas com diferentes microferramentas

#### 4.5 Topografia superficial

Nesta parte do trabalho a peça usinada é avaliada segundo sua microgeometria, ou seja, analisando-se a rugosidade dentro do canal. Outro parâmetro medido foi o raio de ponta de corte da microferramenta para cálculo da rugosidade teórica  $R_a$  (pela Equação 3.7.1 do Capítulo III) comparação com os valores obtidos por meio de interferometria laser. O raio de ponta de corte da microferramenta apresenta valor médio de 5 medições com desvio padrão (intervalo de confiança de 99,70%) igual a  $1,05 \pm 0,25 \mu\text{m}$ . Para cálculo do  $R_a$  teórico foi utilizado o valor médio, desta forma o valor calculado teórico de  $R_a$  é  $0,0006 \mu\text{m}$ .

As topografias mostradas nas Figuras 4.5.1 e 4.5.2 representam as superfícies de dentro dos canais, no segundo passe (no qual o comprimento de usinagem é 8,4 mm), nas condições de corte com MQL e a seco utilizando ferramenta sem revestimento. Conforme relatado na literatura, o valor da rugosidade diminui com a aplicação de fluido de corte, devido seu efeito lubrificante, este fenômeno pode ser observado de forma sutil nas Figuras 4.5.1 e 4.5.2.

Analisando os parâmetros estatísticos  $S_{sk}$  e  $S_{ku}$  pelas Figuras 4.5.1 e 4.5.2 em condições de corte diferentes, pode se observar leve diferença entre eles ( $S_{sk}$ : 0,314 e 0,328 e  $S_{ku}$ : 8 e 11). O primeiro parâmetro representa a assimetria do perfil, e o segundo, seu achatamento. Comparando com outros processos considerados de acabamento como retificação e usinagem de ultraprecisão, pode-se observar que segundo Machado et al. (2015, p. 314) uma superfície retificada com um rebolo afiado, por exemplo, terá  $S_{ku}$  igual a três, já Fiocchi et al. (2016) apresenta superfícies de amostras feitas pelo processo de lapidorrretificação (processo de ultraprecisão) com valor de  $S_{ku}$  é 3,46.

Analisando o gráfico, apresentado na Figura 4.5.3, nota-se que valor de  $R_a$  teórico é bem menor do que os valores de  $R_a$  medidos nos dois canais. O valor do  $R_a$  teórico pode mudar com o valor do raio de ponta de corte, já para o valor calculado, as condições são ideais e durante usinagem o valor de raio não se alteraria. No entanto, sabe-se que durante a microusinagem o raio de ponta de corte aumenta com o comprimento usinado, uma vez que a microferramenta apresenta desgaste e conseqüentemente, há uma influência na superfície usinada.

Os resultados das medições de rugosidade  $R_a$  são apresentados na forma de média com desvio padrão, seu intervalo de confiança é 99,70%, os valores medidos podem ser observados na Figura 4.5.3. Pode se observar também que os valores de  $R_a$  são pequenos, o que significa que o processo possui comportamento constante. Byrne; Dornfeld; Denkena (2003) apontam que valores de rugosidade superficial  $R_a$  de aproximadamente  $0,005 \mu\text{m}$  podem ser atingidos na microusinagem.

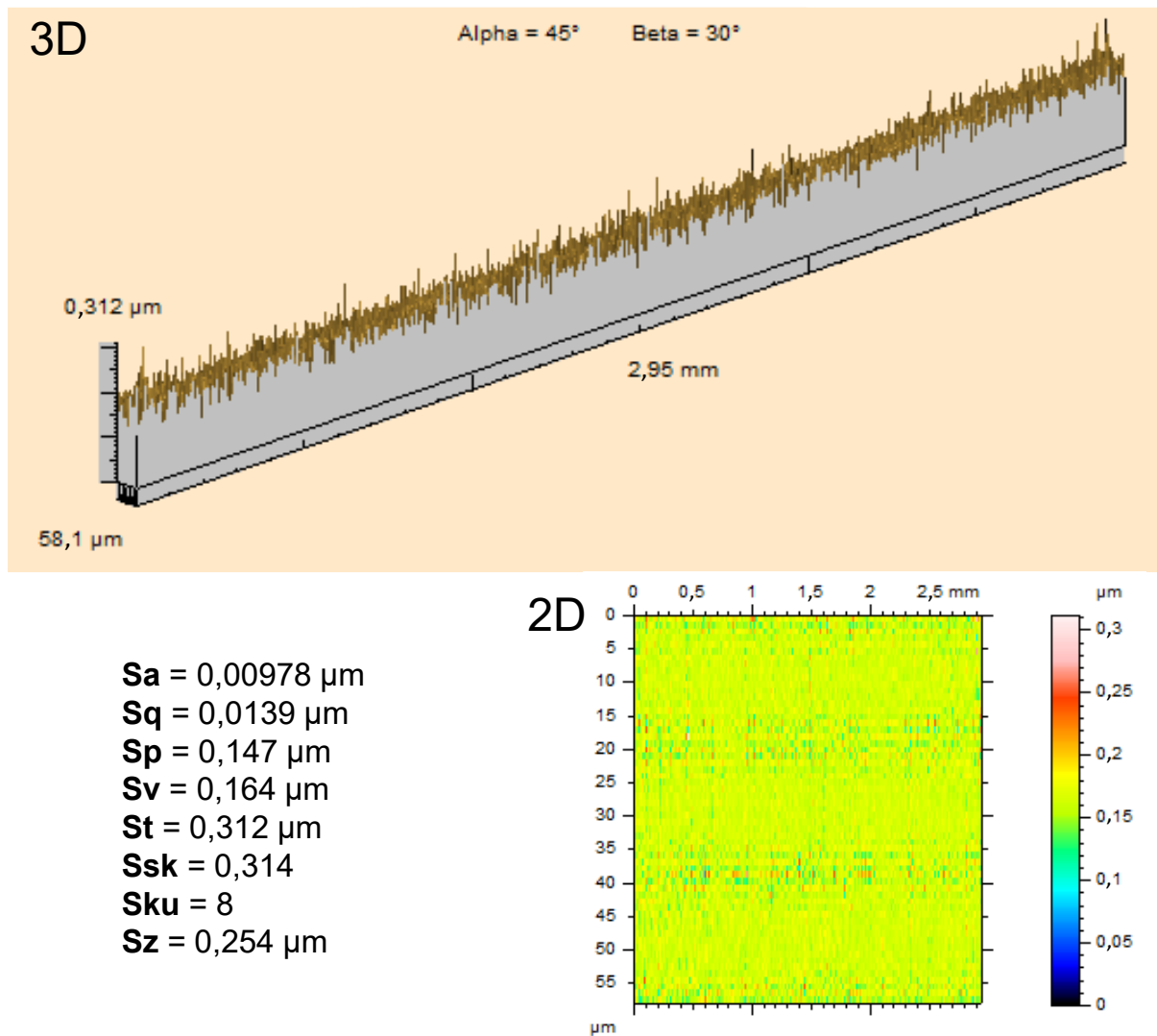


Figura 4.5.1 – Topografia da superfície 2D e 3D, superfície usinada com MQL, com microferramenta sem revestimento



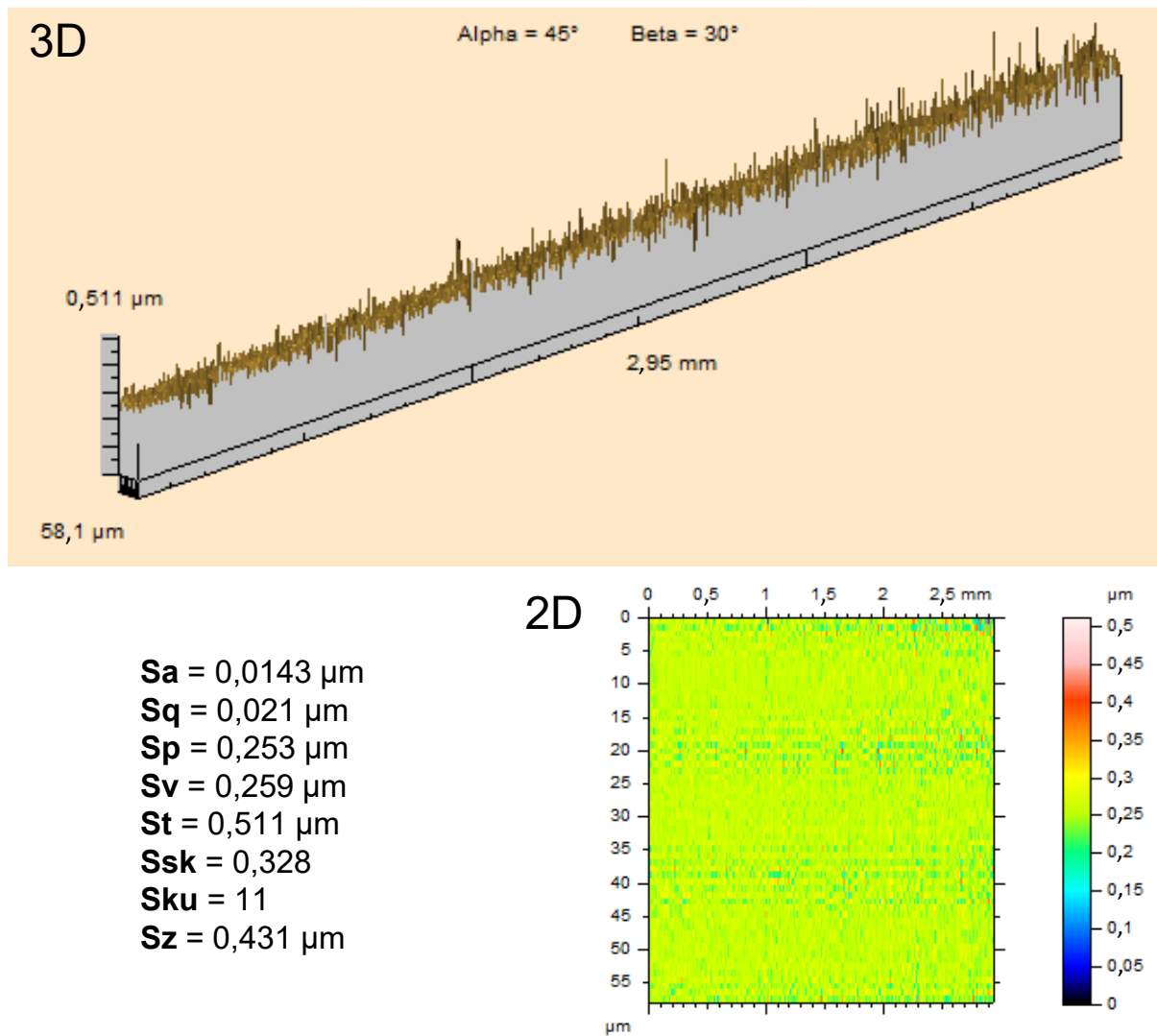


Figura 4.5.2 – Topografia da superfície 2D e 3D, superfície usinada a seco, com microferramenta sem revestimento

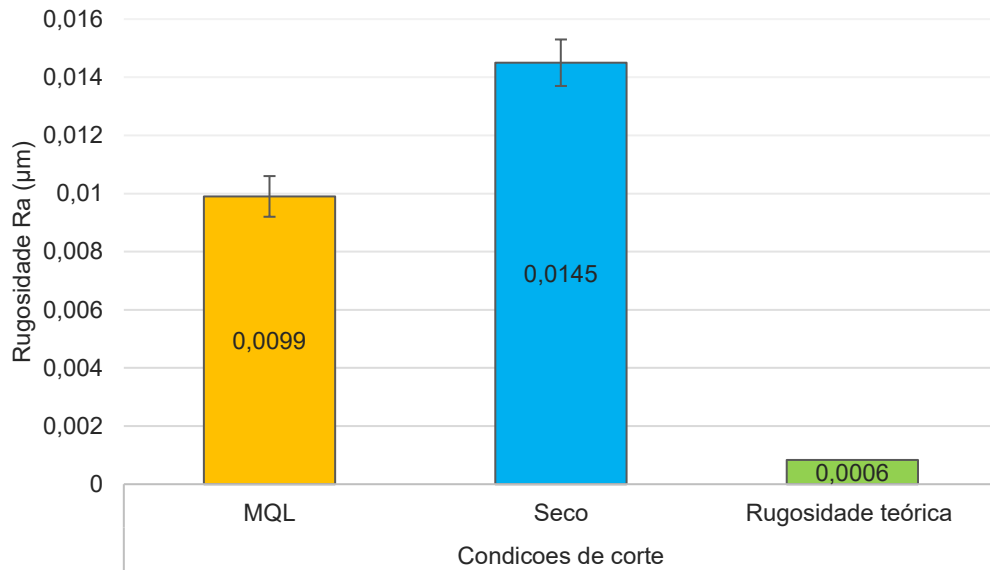


Figura 4.5.3 – Comparação dos valores de  $R_a$  medidos e teórico

Conforme mencionado no Capítulo III, Item 3.7, os parâmetros mais utilizados para avaliar a rugosidade de superfícies são  $R_a$ ,  $R_z$  e  $R_t$  de acordo com De Chiffre (1999) *apud* De Chiffre et al. (2000). Pela Figura 4.5.4 pode-se observar o gráfico dos parâmetros  $R_z$  e  $R_t$  para a microferramenta sem revestimento nas condições a seco e com MQL. Na presença de fluido observa-se uma tendência de diminuição dos valores de rugosidade.

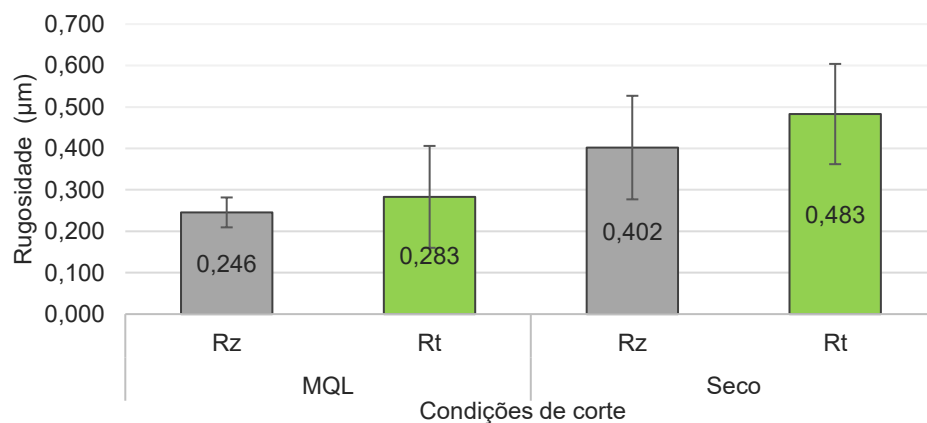


Figura 4.5.4 – Comparação dos canais produzidos com diferentes condições de corte com microferramenta sem revestimento

A rugosidade maior na usinagem a seco pode ser devido à formação de aresta postiça de corte. A característica lubrificante do fluido de corte conseguiu influenciar o processo, evitando a formação de APC e reduzindo a rugosidade, conforme o esperado. A análise comparativa entre os tipos de microferramenta: sem revestimento, com TiAlN e DLC, não

pôde ser feita para a rugosidade pois o equipamento utilizado para realização das medições (interferômetro laser) apresentou um dano no decorrer da pesquisa e se encontra em manutenção até o presente momento.

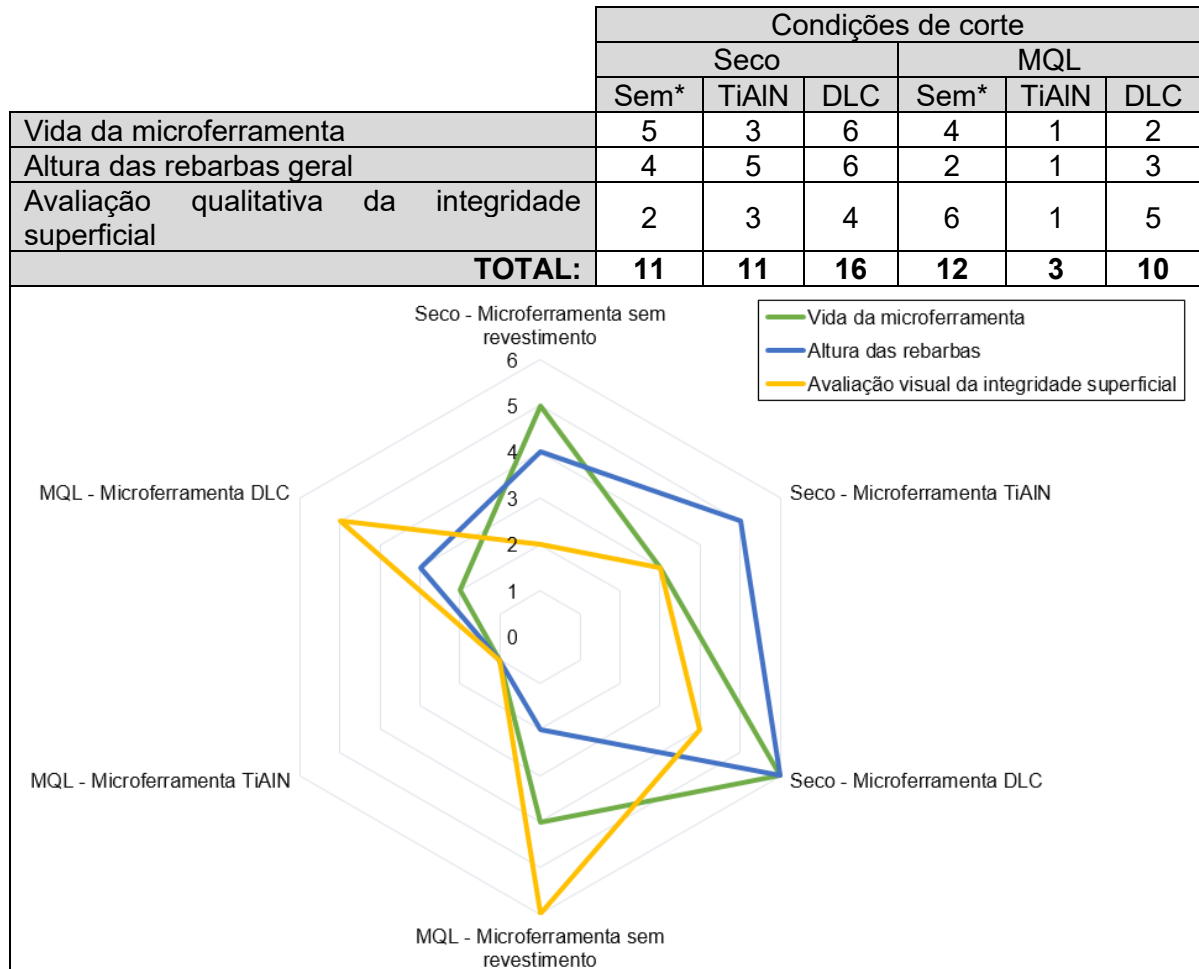
A utilização do perfilômetro, utilizado nos ensaios de medição das rebarbas, para medição da rugosidade do canal não foi possível devido às dimensões do canal e impossibilidade mecânica de posicionamento.

#### **4.6 Análise geral**

O desempenho de microfresas na microusinagem de Ti-6Al-4V com diferentes revestimentos a seco e com fluido de corte foi investigada neste trabalho. É sempre importante ressaltar que são diversos os fenômenos e mecanismos que influenciam na peça microusinada. Durante este trabalho vários destes principais fatores foram analisados, tanto como parâmetros de entrada como de saída.

A fim de apresentar uma visão geral dos resultados obtidos com relação ao desgaste de microferramentas, formação de rebarbas, caracterização superficial e efeito dos revestimentos e da aplicação de fluido de corte, nesta seção foi realizado um resumo dos resultados obtidos. Assim, será possível classificar as microferramentas ensaiadas em termos de desempenho. Para isso, foi adotado um critério. Primeiramente, os resultados foram pontuados quantitativamente. O melhor resultado em relação a um determinado parâmetro recebe pontuação máxima (pontuação 6) e o resultado que apresentou o pior desempenho de um determinado parâmetro recebe pontuação mínima (pontuação 1). Ao final, são apresentados os valores totais das pontuações para determinado parâmetro. Na Tabela 4.6.1 são apresentadas as pontuações recebidas por cada parâmetro.

Tabela 4.6.1 – Avaliação geral



Estes resultados mostram que a microferramenta revestida com DLC, sem fluido de corte, foi a combinação de parâmetros mais adequada para o microfresamento de Ti-6Al-4V, já a microferramenta revestida com TiAIN se mostrou inadequada, provavelmente devido a afinidade química com a peça, e a microferramenta sem revestimento apresentou resultados intermediários. Além disso, pode-se perceber que apesar de ter se mostrado eficiente na redução de APC e da rugosidade, para este processo específico não é recomendada a utilização de MQL.

Desta forma, a partir dos resultados, pode-se então confrontar a hipótese levantada no início deste trabalho “O uso de microferramentas revestidas e a aplicação de mínima quantidade de lubrificação (MQL) devem influenciar positivamente a usinabilidade no processo de microfresamento do Ti-6Al-4V“. Ela pode ser considerada verdadeira em relação ao uso de revestimento, especificamente para microferramentas revestidas de DLC, porém, em relação à aplicação de MQL a hipótese foi verdadeira apenas para alguns casos.

# CAPÍTULO V

## CONCLUSÃO

As conclusões obtidas no final do estudo podem ser listadas da seguinte forma:

- Os tipos predominantes de desgaste para todas as microfresas são: arredondamento do raio de aresta e desgaste de flanco.
- A forma do desgaste da microferramenta é diferente entre as condições a seco e MQL.
- Após a microusinagem a seco, o raio de arredondamento da microferramenta aumenta.
- A microferramenta utilizada na microusinagem com fluido de corte se desgasta principalmente na superfície de folga secundária.
- As microfresas revestidas apresentam perda de coesão de revestimento no substrato de metal duro.
- A microusinagem a seco proporciona maior vida das microferramentas e menor valor das rebarbas em geral.
- A aplicação de fluido de corte é eficiente na redução da APC e gera melhoria qualitativa da superfície, quando comparado com o processo sem fluido.
- No microfresamento a seco aparece o fenômeno da APC para todas as microferramentas, este fenômeno protege a cunha das microferramentas, porém deixa partículas de APC soltas na superfície usinada.
- A vida da microferramenta revestida de DLC, para microusinagem sem fluido de corte, apresentou aumento de 640% e 267% quando comparado à microferramenta revestida de TiAlN e à sem revestimento, respectivamente.
- Microferramenta revestida de DLC, sem fluido de corte, apresentou menor altura das rebarbas comparado com outras microferramentas.
- Microferramentas revestidas de TiAlN, sem fluido de corte, apresentaram resultados não desejáveis em relação ao critério fim de vida e intermediários em relação às alturas das rebarbas.

- Resultados intermediários foram encontrados para o critério de fim de vida e altura das rebarbas utilizando microferramenta sem revestimento e processo sem fluido de corte.
- Microferramentas de TiAlN com diâmetro de 152,4  $\mu\text{m}$  não são recomendáveis para microfresamento de Ti-6Al-4V com MQL.
- Todas as microferramentas revestidas perderam seu revestimento após algum comprimento de usinagem, acelerando o desgaste.
- A rebarba do lado concordante predomina nos canais.
- As rebarbas dos tipos primária e menor predominam nos canais, aparecem nas formas de agulha, curvadas e dobradas.
- Cavaco do tipo contínuo em forma de fita com espessura fina e contínuo na forma segmentada foram encontrados.
- A superfície usinada com microferramenta revestida de DLC apresenta microvazios nas superfícies.
- As melhores superfícies foram obtidas com utilização de MQL, tanto qualitativamente quanto em termos de rugosidade ( $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_t$ ,  $R_p$ ,  $R_q$ ,  $R_v$ ,  $R_{sk}$  e  $R_{ku}$ ).
- As superfícies usinadas apresentaram marcas circulares da microfresa.
- A microdureza do canal usinado apresentou menores valores nas condições a seco.

## CAPÍTULO VI

### SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar perfilometria 3D sem contato mecânico da microferramenta, para analisar a evolução volumétrica do desgaste.
- Medir temperatura, força e usar sensor de emissão acústica durante o processo microfresamento para monitorar/acompanhar o processo e avaliar sua influência nos fenômenos observados neste trabalho.
- Fazer simulações computacionais e validá-las por meio da variação dos seguintes parâmetros de corte, velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, utilizar a simulação validada para otimização do processo.
- Medições de microdureza da subsuperfície da amostra, para analisar possível alteração microestrutural.
- Estudar o microfresamento com aplicação de fluido de corte criogênico em termos de formação de rebarbas, cavacos, rugosidade da superfície usinada e desgaste de microferramenta na microusinagem como foi proposto por Ziberov; Silva (2017).
- Medir tensões residuais na superfície da peça antes e depois da realização dos ensaios, variando seus parâmetros e verificando sua influência na tensão residual final, as tensões obtidas na peça antes da realização dos canais foram de  $-465,4 \pm 29,6$  MPa, onde o sinal negativo significa que a tensão é compressiva.

## REFERÊNCIAS

Ao longo do desenvolvimento deste trabalho foram utilizadas diferentes fontes, totalizando 285, divididas em:

- Revistas:.....201 (70,5%)
- Livros:.....29 (10,2%)
- Congressos:.....24 (8,4%)
- Teses e Dissertações:.....8 (2,8%)
- Normas Técnicas:.....16 (5,6%)
- Patentes:.....1 (0,4%)
- Outros (Manuais, Catálogos e Sites):.....6 (2,1%)

A tabela apresenta o ano de publicação dos trabalhos utilizados:

Ano	1878 - 1948	1949 - 1985	1986 - 1996	1997 - 2007	2008 - 2018
Fontes	3 (1,1%)	27 (9,5%)	33 (11,5%)	92 (32,3%)	130 (45,6%)

ABNT NBR 12545. Conceitos da técnica de usinagem - Forças, energia, trabalho e potências-Terminologia. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**. 16p, 1991.

ABNT NBR 5891. Regras de arredondamento na numeração decimal. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**. 1p, 1977.

ABNT NBR ISO 463. Especificações Geométricas dos Produtos (GPS) - Instrumentos de medição dimensional - Características metrológicas e de projeto de relógio comparador mecânico. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**. 14p, 2013.

ABNT NBR ISO 513. Classificação e aplicação de metais duros para a usinagem com arestas de corte definidas - Designação dos grupos principais e grupos de aplicação. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**. 4p, 2013.

ABNT NBR ISO 4288. Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**. 10p. 2008.

ABNT NBR ISO/IEC 17025. Requisitos gerais para a competência de laboratórios de ensaio e calibração. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**. 31p, 2017.

ABNT NBR NM ISO 1. Temperatura padrão de referência para medições industriais de comprimento. **Associação Brasileira de Normas Técnicas**. 2p, 1997.

ABOURIDOUANE, M.; KLOCKE A, F.; LUNGA, D.; ADAMSA, O. Size Effects in Micro Drilling Ferritic-Pearlitic Carbon Steels. **Procedia CIRP**. v.3, p. 91-96, 2012.  
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.07.017>

AFAZOV, S. M.; RATCHEV, S. M.; SEGAL, J. Modelling and Simulation of Micro-Milling Cutting Forces. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 210, p. 2154-2162, 2010.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.07.033>



AGRAWAL, S.; CHAKRABARTI, A. K.; CHATTOPADHYAY, A. B. A Study of the Machining of Cast Austenitic Stainless-Steels with Carbide Tools. **Journal of Materials Processing Technology**. n. 52, p. 610-620, 1995.

[https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)01616-9](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)01616-9)

ALBRECHT, P. New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process. Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting. **Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME**. v. 82, p. 348-358, 1960.

<https://doi.org/10.1115/1.3664242>

ALTING, L.; KIMURA, F.; HANSEN, H. N.; BISSACCO, G. Micro Engineering. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 52, p. 635-657, 2003.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60208-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60208-X)

ANGUS, J. C.; HAYMAN, C. C. Low-Pressure, Metastable Growth of Diamond and Diamond-Like Phases. **Science**. v. 241, n. 4868, p. 913-921, 1988.

<https://doi.org/10.1126/science.241.4868.913>

ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. Size Effect and Tool Geometry in Micromilling of Tool Steel. **Precision Engineering**. v. 33, n. 4, p. 402-407, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2008.11.002>

ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T.; YANG, S. The Effect of AlCrTiN Coatings on Product Quality in Micro-Milling of 45 HRC Hardened H13 Die Steel. **Proceedings of the 35th International Conference**. p. 203-206, 2007.

[https://doi.org/10.1007/978-1-84628-988-0\\_45](https://doi.org/10.1007/978-1-84628-988-0_45)

ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGAA, P. T.; YANG, S.; COOKEB, K. E.; TEERB, D. G. Evaluation and Selection of Hard Coatings for Micro Milling of Hardened Tool Steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 48, n. 14, p. 1578-1584, 2008.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.05.011>

ARMAREGO, E. J. A.; BROWN, R. H. On the Size Effect in Metal Cutting. **International Journal of Production Research**. v. 1, p. 75-99, 1962.

<https://doi.org/10.1080/00207546108943090>

ASAD, A. B. M. A.; TAKESH, M.; RAHMAN, M.; LIM, H. S.; WONG, Y. S. Tool-Based Micro-Machining. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 192-193, p. 204-211, set. 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.038>

ASLANTAS, K.; ÇICEK, A.; UCUN, I.; PERCIN, M.; HOPA, H. E. Performance Evaluation of a Hybrid Cooling-Lubrication System in Micro-Milling of Ti-6Al-4V Alloy. **Procedia CIRP**. v. 46, p. 492-495, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.04.037>

ATTANASIO, A.; GELFI, M.; POLA, A.; CERETTI, E.; GIARDINI, C. Influence of Material Microstructures in Micromilling of Ti6Al4V Alloy. **Materials**. v. 6, n. 9, p. 4268-4283, 2013.

<https://doi.org/10.3390/ma6094268>

AURICH, J. C.; DORNFELD, D.; ARRAZOLA, P. J.; FRANKE, FRANKE, V.; LEITZ, L.; MIN, S. Burrs-Analysis, control and removal. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 58, p. 519-542, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.09.004>

AWF 158. **Kurzausgabe der AWF-Blätter Nr. 100-111, 119-125, 141, 775 u. 756**. Berlin, Ausschuss für wirtschaftliche Fertigung. 1949.

AZIZ, M.; OHNISHI, O.; ONIKURA, H. Innovative Micro Hole Machining with Minimum Burr Formation by the Use Of Newly Developed Micro Compound Tool. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 14, n. 3, p. 224-232, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2011.12.006>

BACKER, W. R.; MARSHALL, E. R.; SHAW, M. C. The Size Effect in Metal Cutting. **Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME**. v. 74, p. 61-72, 1952.

BALAJIA, M.; RAO, K. V.; RAO, N. M.; MURTHY, B. S. N. Optimization of Drilling Parameters for Drilling of Ti-6Al-4V Based on Surface Roughness, Flank Wear and Drill Vibration. **Measurement**. v. 114, p. 332-339, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2017.09.051>

BAI, D.; SUN, J.; CHEN, W.; WANG, T. Wear Mechanisms of WC/Co Tools When Machining High-Strength Titanium Alloy TB6 (Ti-10V-2Fe-3Al). **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 90, n. 9-12, p 2863-2874, jun. 2017.

<https://doi.org/10.1007/s00170-016-9607-z>

BAJPAI, V.; KUSHWAHA, A. K.; SINGH, R. K. Burr Formation and Surface Quality in High Speed Micromilling of Titanium Alloy (Ti6Al4V). **ASME 2013 International Manufacturing Science and Engineering Conference collocated with the 41st North American Manufacturing Research Conference**. USA. p. 1-8, 2013.

BANDAPALLIA, C.; SUTARIA, B. M.; BHATT, D. V.; SING, K. K. Experimental Investigation and Estimation of Surface Roughness using ANN, GMDH & MRA models in High Speed Micro End Milling of Titanium Alloy (Grade-5). **Materials Today: Proceedings**. v. 4, p. 1019-1028. 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.01.115>

BAO, W. Y.; TANSEL, I. N. Modeling Micro-End-Milling Operations. Part I: Analytical Cutting Force Model. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 40, n. 15, p. 2155-2173, 2000a.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00054-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00054-7)

BAO, W. Y.; TANSEL, I. N. Modeling Micro-End-Milling Operations. Part II: Tool Run-Out. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 40, p. 2175-2192, 2000b.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00055-9](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00055-9)

BAO, W. Y.; TANSEL, I. N. Modeling Micro-End-Milling Operations. Part III: Influence of Tool Wear. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 40, p. 2193-2211, 2000c.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00056-0](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00056-0)

BERESTOVSKIY, D., HUNG, N. P., LOMELI, P. Surface Finish of Ball-End Milled Microchannels. **Journal of Micro- and Nano-Manufacturing**. v. 2, p. 1-10, 2014.

BERESTOVSKIY, D.; HUNG, W. N. P. Surface Finish of Ball-End Milled Microchannels. **ICOMM**. p. 1-8, 2013.

BERMINGHAM, M. J.; SIM, W. M.; KENT, D.; GARDINER, S.; DARGUSCH, M. S. Tool Life and Wear Mechanisms in Laser Assisted Milling Ti-6Al-4V. **Wear**. v. 322-323, p. 151-163, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2014.11.001>

BHAUMIK, S. K.; DIVAKAR, C.; SINGH, A. K. Machining Ti-6Al-4V Alloy with a wBN-cBN Composite Tool. **Materials & Design**. v. 16, n. 4, p. 221-226, 1995.

[https://doi.org/10.1016/0261-3069\(95\)00044-5](https://doi.org/10.1016/0261-3069(95)00044-5)

BIERMANN, D.; HEILMANN, M. Burr Minimization Strategies in Machining Operations. **Springer**. p. 13-20, 2010.

[https://doi.org/10.1007/978-3-642-00568-8\\_2](https://doi.org/10.1007/978-3-642-00568-8_2)

BIERMANN, D.; STEINER, M.; KREBS, E. Investigation of Different Hard Coatings for Micromilling of Austenitic Stainless Steel. **Procedia CIRP**. v. 7, p. 246-251, 2013.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.05.042>

BISSACCO, G. **Surface Generation and Optimization in Micromilling**. 2004. 320 f. Ph.D. thesis - Technical University of Denmark.

- BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; DE CHIFFRE, L. Micromilling of Hardened Tool Steel for Mould Making Applications. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 167, n. 2-3, p. 201-207, ago. 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.029>
- BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; SLUNSKY, J. Modelling the Cutting Edge Radius Size Effect for Force Prediction in Micro Milling. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 57, n. 1, p. 113-16, 2008.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.085>
- BODZIAK, S.; SOUZA, A. F.; RODRIGUES, A. R.; DINIZ, A. E.; COELHO, R. T. Surface Integrity of Moulds for Microcomponents Manufactured By Micromilling and Electro-Discharge Machining. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**. p. 1-13, 2013.  
<https://doi.org/10.1007/s40430-013-0108-9>
- BONAITI, G.; PARENTI, P.; ANNONI, M.; KAPOOR, S. Micro-Milling Machinability of DED Additive Titanium Ti-6Al-4V. **Procedia Manufacturing**. v. 10, p. 497-509, 2017.  
<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.104>
- BROOKES, C. A.; JAMES, R. D.; NABHANI, F. Turning Aerospace Titanium Alloys, **Industrial Diamond Review**. v. 36, p. 889-893, 1991.
- BRUSCHI, S.; TRISTO, G.; RYSAVA, Z.; BARIANI, P. F.; UMBRELLO, D.; DE CHIFFRE, L. Environmentally Clean Micromilling of Electron Beam Melted Ti-6Al-4V. **Journal of Cleaner Production**. v. 133, p. 932-941, 2016.  
<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.06.035>
- BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing Cutting Technology. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 52, n. 2, p. 483-507, jan. 2003.  
[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60200-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60200-5)
- CÂMARA, M. A.; CAMPOS RUBIO, J. C.; ABRÃO, A. M.; DAVIM, J. P. State of the Art on Micromilling of Materials, a Review. **Journal of Materials Science & Technology**. v. 28, n. 8, p. 673-685, 2012.  
[https://doi.org/10.1016/S1005-0302\(12\)60115-7](https://doi.org/10.1016/S1005-0302(12)60115-7)
- CAROU, D.; RUBIO, E. M.; HERRERA, J.; LAURO, C. H.; DAVIM, J. P. Latest Advances in the Micro-Milling of Titanium Alloys: a Review. **Procedia Manufacturing**. v. 13, p. 275-282, 2017.  
<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.09.071>
- CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHEIT, T. Investigation of Micro-Cutting Operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 46, n. 3-4, p. 313-332, mar. 2006.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.05.015>
- CHE-HARON, C. H.; JAWAID, A. The Effect of Machining on Surface Integrity of Titanium Alloy Ti-6Al-4V. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 166, n. 2, p. 188-192, 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.08.012>
- CHE-HARON, C. N. Tool Life and Surface Integrity in Turning Titanium Alloy. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 118, n. 1-3, p. 231-237, 2001.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00926-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00926-8)
- CHENG, K.; HUO, D. **Micro-Cutting - Fundamentals and Applications**. Ed. Wiley, United Kingdom, 2013, 366p.
- CHERN, G. L.; WU, Y. J. E.; CHENG, J. C.; YAO, J. C. Study on Burr Formation in Micro-Machining Using Micro-Tools Fabricated by Micro-EDM. **Precision Engineering**. v. 31, p. 122-129, 2007.  
<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2006.04.001>
- CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. **Metal Machining: Theory and Applications**. Arnold, London, 2000, 416p.

CORDUAN, N.; HIMBERT, T.; POULACHON, G.; DESSOLY, M.; LAMBERTIN, M.; VIGNEAU, J.; PAYOUX, B. Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining. **CIRP Annals**. v. 52, n. 1, p. 73-76, 2003.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60534-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60534-4)

CSELLE, T. **Carbide Drills: at the Peak of Development**. Ghuring Company. 85p, 1998.

CUNHA, D. F. **Influência da Utilização do Fluido de Corte com Adição de Grafeno na Temperatura de Usinagem e Formação de Rebarba no Processo de Micro-fresamento**. 2016. 114 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia.

DA CUNHA, D. F.; DA SILVA, M. B.; CARRARO, G. Evaluation of Burr Formation in Micro Grooves Machined with HSS Micro end Mill in Dry, Flood and MQL Conditions. **Proceedings of NAMRI/SME**. v. 42, p. 1-4, 2014.

DA SILVA, L. C., **Comportamento da Rebarba no Fresamento de Faceamento do Aço Inoxidável PH 13 8Mo**. 2011, 199 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia.

DA SILVA, M. A. **Estudo do Contato Entre Material da Peça e Superfície de Folga da Ferramenta de Usinagem**. 2014. 112 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

DANDEKAR, C. R.; SHIN, Y. C.; BARNES, J. Machinability Improvement of Titanium Alloy (Ti-6Al-4V) via LAM and Hybrid Machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 50, p. 174-182, 2010.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.10.013>

DARGUSCH, M. S.; SUN, S.; KIM, J. W.; LI, T.; TRIMBY, P.; CAIRNE, L. Effect of Tool Wear Evolution on Chip Formation During Dry Machining of Ti-6Al-4V Alloy. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 126, p. 3-17, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.12.003>

DENKENA, B.; BIERMANN, D. Cutting Edge Geometries. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 63, p. 631-653, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.05.009>

DE CHIFFRE, L. Industrial Survey on ISO Surface Texture Parameters. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 48, v. 3, p. 74-77, 1999.

DE CHIFFRE, L.; LONARDO, P.; TRUMPOLD, H.; LUCCA, D. A.; GOCH, G.; BROWN, C. A.; RAJA, J.; HANSEN, H. N. Quantitative Characterization of Surface Texture. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 49, n. 2, p. 635-352, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63458-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63458-1)

DEARNLEY, P. A.; GREARSON, A. N. Evaluation of Principal Wear Mechanisms of Cemented Carbides and Ceramics Used for Machining Titanium Alloy IMI 318. **Materials Science and Technology**. v. 2, n. 1, p. 47-58, 1986.

<https://doi.org/10.1179/mst.1986.2.1.47>

DEARNLEY, P. A.; TRENT, E. M. Wear Mechanisms of Coated Carbides Tools. **Metals Technology**. v. 9, p.60-75, feb. 1982.

<https://doi.org/10.1179/030716982803285909>

DENKENA, B.; HOFFMEISTER, H. W.; REICHSTEIN, M., ILLENSEER, S., HLAVAC, M. Micro-Machining Processes for microsystem technology. **Microsystem Technologies**. v.12, p.659-664, 2006.

<https://doi.org/10.1007/s00542-006-0089-z>

DIB, M. H. M.; DUDUCH, J. G.; JASINEVICIUS, R. G. Minimum Chip Thickness Determination By Means Of Cutting Force Signal In Micro End Milling. **Precision Engineering**. v. 51, p. 244-262, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.08.016>

DIN 1319-3. Fundamentals of metrology - Part 3: Evaluation of measurements of a single measurand, measurement uncertainty. **Deutsches Institut für Normung**. 20p, 1996.

DIN 4761. Surface Character; Geometrical Characteristics of Surface Texture Terms, Definitions, Symbols. **Deutsches Institut für Normung**. 10p, 1978.

DIN 69090-1. MQL Machining Technology-Part 1. Terms and Definitions. **Deutsches Institut für Normung**. 9p, 2011.

DINIZ, A. E; MARCONDES, F. C; COPPINI, L. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 8. ed. São Paulo: Art. Liber, 2013, 272p

DLC COATINGS. **Richter Precision INC**. Disponível em: <<http://www.richtersprecision.com/dlc-coatings.html>>. Acesso em: 20 jan. 2018.

DOLINSEK, S. Work-Hardening In the Drilling of Austenitic Stainless Steels. **Journal of Materials Processing Technology**. 133, n. 1, p. 63-70, 2003.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00245-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00245-5)

DONACHIE Jr, M. J. **Titanium A Technical Guide**. ASM International, Metals Park, Ohio, USA, 1988, 469p.

DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y., Recent Advances in Mechanical Micromachining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 55, n. 2, p. 745-768, 2006.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2006.10.006>

DRAGOLICH, K. S.; DIMATTEO, N. D. **Fatigue Data Book: Light Structural Alloys**. ASM International, USA, 1995, 397p.

ENSINGER, W. Formation of Diamond-Like Carbon Films by Plasma-Based Ion Implantation and Their Characterization. **New Diamond and Frontier Carbon Technology**, v. 16, n. 1, p. 1-32, 2006.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M. Titanium Alloys and Their Machinability - A Review. **Journal of Materials Processing Technology**. v.68, n. 3, p. 262-274, 1997.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(96\)00030-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(96)00030-1)

FANG, F. Z.; WU, H.; LIU, X. D.; NG, S. T. Tool Geometry Study in Micromachining. **Journal of Micro Mechanics and Microengineering**. v. 13, n. 5, p. 726-731, 2003.  
<https://doi.org/10.1088/0960-1317/13/5/327>

FAURE, C.; HANNI, W.; SCHMUTZ, C. J.; GERVANONI, M. Diamond-Coated Tool. **Diamond and Related Materials**. v. 8, n. 2-5, p. 636-639, 1999.  
[https://doi.org/10.1016/S0925-9635\(98\)00363-X](https://doi.org/10.1016/S0925-9635(98)00363-X)

FERRARESI, D. **Fundamentos de Usinagem dos Metais**. Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1a Edição, 1970, 751p.

FEYNMAN, R. P. There's Plenty of Room at the Bottom. **Journal of Microelectromechanical Systems**. v. 1, n. 1, p. 60-66, mar. 1992.  
<https://doi.org/10.1109/84.128057>

FIELD, M.; KAHLES, J. F.; CAMMET, J. T. A Review of Measuring Methods for Surface Integrity. **CIRP Annals**. v. 21, p. 219-238, 1972.

FILIZ, S.; CONLEY, C. M.; WASSERMAN, M. B.; OZDOGANLAR, O. B. An Experimental Investigation of Micro-Machinability of Copper 101 Using Tungsten Carbide Micro-End-Mills. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 47, n. 7-8, p. 1088-1100, 2007.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.09.024>

FIOCCHI, A. A.; SANCHEZ, L. E. A.; LISBOA-FILHO, P. N.; FORTULAN, C. A. The Ultra-Precision Ud-Lap Grinding of Flat Advanced Ceramics. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 231, p. 336-356, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.10.003>

FLEISCHER, J.; BUCHHOLZ, C.; WEULE, H. Automation of the Powder-Injection-Moulding Process for Micro-Mechanical Parts. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 52, p. 419-422, 2003.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60615-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60615-5)

FLEISCHER, J.; KOTSCHENREUTHER, J. The Manufacturing of Micro Molds by Conventional and Energy-Assisted Processes. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 33, n. 1-2, p. 75-85, mai. 2007.

<https://doi.org/10.1007/s00170-006-0596-1>

FLUCKE, C.; GLÄBE, R.; BRINKSMEIER, E. Manufacturing of Moulds for the Replication of Prismatic Microstructures by a Novel Diamond Cutting Process. **Industrial Diamond Review**. v. 1, p. 25-30, 2007.

FRIEDRICH, C. R. Micromechanical Machining of High Aspect Ratio Prototypes. **Microsystem Technologies**. v. 8, n. 4-5, p. 343-347, 2002.

<https://doi.org/10.1007/s00542-001-0167-1>

FROES, F. H. **Titanium: Physical Metallurgy, Processing, and Applications**. ASM International. 2015, 404p.

FURLAN, K. P.; KLEIN, A. N.; HOTZA, D. Diamond-Like Carbon Films Deposited by Hydrocarbon Plasma Sources. **Rev. Adv. Mater. Sci**. v. 34, p. 165-172, 2013.

FURUKAWA, Y.; MORONUKI, N. Effect of Material Properties on Ultra Precise Cutting Processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 37, n. 1, 1988.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61598-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61598-4)

GAHR, K. H. Z. **Microstructure and Wear of Materials**. Ed. Elsevier, 1987, 560p.

GHANDI, A. K.; BARROW, G. **Annals of CIRP**. v. 34, n. 1, p. 71-74, 1985.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61726-0](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61726-0)

GILLESPIE, L. K.; BLOTTER, P. T. The Formation and Properties of Machining Burrs. **Transactions of ASME Journal of Engineering for Industry**. v. 98, n. 1, p. 66-74, 1976.

<https://doi.org/10.1115/1.3438875>

GILLIBRAND, G. Micro-Defects on Machined Carbon Steel Surfaces. **Tribology International**. v. 12, n. 4, p. 165-169, 1979.

[https://doi.org/10.1016/0301-679X\(79\)90179-8](https://doi.org/10.1016/0301-679X(79)90179-8)

HANDBOOK. **Properties and Selection: Stainless Steels, Tool Materials and Special-Purpose Metals**. American Society for Metals; 9th edition, 1980, 900p.

HARTUNG, P. D.; KRAMER, B. M. Tool Wear in Titanium Machining. **CIRP Annals**. v. 31, n. 1, p. 75-80, 1982.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63272-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63272-7)

HARVEY, P. D. **Engineering Properties of Steel**. ASM International, USA, 1982, 572p.

HARZALLAH, M.; POTTIER, T.; SENATORE, J.; MOUSSEIGNE, M. GERMAIN, G.; LANDON, Y. Numerical and Experimental Investigations of Ti-6Al-4V Chip Generation and Thermo-Mechanical Couplings in Orthogonal Cutting. **International Journal of Mechanical Sciences**. v. 134, p. 189-202, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.10.017>

HASÇALIK, A.; ÇAYDAŞ, U. Electrical Discharge Machining of Titanium Alloy (Ti-6Al-4V). **Applied Surface Science**. v. 253, n. 22, p. 9007-9016, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2007.05.031>

HATSCHEK, R. L. Coatings: Revolution in HSS Tools. **American Machinist**. p. 129-143, mar. 1983.

HESHMAT, H. US **Patent** WO2011044110 A3. International Publication Number PCT/US2010/051451. High Speed Machining Center, 2011.

HESSEL, V.; LOWE, H.; SCHONFELD, F. Micromixers - a Review on Passive and Active Mixing Principles. **Chemical Engineering Science**. v. 60, n. 8-9, p. 2479-2501, abr. 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.ces.2004.11.033>

HITACHI HIGH-TECHNOLOGIES CORPORATION. **Tabletop Microscope**. 20p, 2011.

HUNT, J. L.; SANTHANAM, A. T. Coated Carbide Metal Cutting Tools: Development and Application. **The Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers**. v. 25-30, p. 139-155, 1990.

HUTCHINGS, I. M. **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**. London: Edward Arnold, 1992, 273p.

HYE, R. G.; BYEONG U. S.; YONG, S. L.; YONG W. S.; SUNG, H. J.; TAE, L. S. Prediction of Cutting Force and Tool Deflection in Micro Flat End Milling. **International Journal of Materials, Mechanics and Manufacturing**. v. 1, n. 1, p. 13-16, fev. 2013.

IKAWA, N.; SHIMADA, S.; TANAKA, H. Minimum Thickness of Cut in Micromachining. **Nanotechnology**. v. 3, n. 1, p. 6-9, 1992.

<https://doi.org/10.1088/0957-4484/3/1/002>

**INMETRO, VOCABULÁRIO INTERNACIONAL DE METROLOGIA - VIM**. Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia (INMETRO). 1a Edição Luso-Brasileira, Rio de Janeiro, 94p., 2012.

ISO 3685. Tool Life Testing with Single-Point Turning Tools. **International Organization for Standardization**, 54p, 1993.

ISO 4287. Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Terms, definitions and surface texture parameters. **International Organization for Standardization**, 25p, 1997.

ISO 8688-1. Tool life testing in milling - Part 1: Face milling. **International Organization for Standardization**. 27p, 1989.

ISO 8688-2. Tool life testing in milling - Part 2: End milling. **International Organization for Standardization**. 26p, 1989.

JACKSON, M. J. **Microfabrication and Nanomanufacturing**. CRC Press, Boca Raton - FL, EUA, 2006, 388p.

JACKSON, M. J.; XU, C.; AHMED, W. A Multifunctional High-Speed Spindle for Micromachining Medical Materials. **International Journal of Nano and Biomaterials**. v. 2, n. 6, p. 520-539, 2009.

<https://doi.org/10.1504/IJNB.2009.028341>

JAIN, V. K. **Micromanufacturing Processes**. Ed. CRC Press, New York, 2013, 421p.

JAWAID, A.; CHE-HARON, C. H.; ABDULLAH, A. Tool Wear Characteristics in Turning of Titanium Alloy Ti-6246. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 92-93, p. 329-334, 1999.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00246-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00246-0)

JAWAID, A.; SHARIF, S.; KOKSAL, S. Evaluation of Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools When Face Milling Titanium Alloy. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 99, p. 266-274, 2000.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00438-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00438-0)

JEONG, Y. H.; HANYOO, B.; LEE, H. U.; MIN, B. K.; CHO, D. W.; LEE, S. J. Deburring Microfeatures Using Micro-EDM. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 209, n. 14, p. 5399-5406, 2009.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.04.021>

JOHNSON, G. R.; COOK, W. H. Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. **Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics**. p. 541-547, 1983.

JOSHI, S. S.; MELKOTE, S. N. An Explanation for the Size-Effect in Machining Using Strain Gradient Plasticity. **Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME**. v. 126, p. 679-684, 2004.  
<https://doi.org/10.1115/1.1688375>

JUN, M. B. G.; BOURNE, K.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. Estimation of Effective Error Parameters in High Speed Micro-End-Milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 47, n. 9, p. 1447-1454, jul. 2007.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.09.027>

JUN, M. B. G.; OZDOGANLAR, O. B.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G.; KIRCHHEIM, A.; SCHAFFNER, G. Evaluation of a Spindle-Based Force Sensor for Monitoring and Fault Diagnosis of Machining Operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 42, p. 741-751, 2002.  
[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(01\)00156-0](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(01)00156-0)

KAHLES, J. F.; FIELD, M.; EYTON, D. FROES, F. H. Machining of Titanium Alloys. **Journal of Metals**. v. 37, n. 4, p. 27-35, 1985.

KAJARIA, S.; CHITTIPOLU, S.; ADERA, S.; HUNG W. N. Micromilling in Minimum Quantity Lubrication. **Machining Science and Technology**. v. 16, n. 4, p. 524-546, 2012.  
<https://doi.org/10.1080/10910344.2012.730848>

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. **Manufacturing processes for engineering materials**. Prentice Hall, 5 edition, 2008, 1040p.

KAMINISE, A. K.; ARIZA, R. G.; MACHADO, Á. R.; DA SILVA, M. B. Properties of Burrs Formed When Cutting AISI 1045 Carbon Steel in Turning Operation. In: **Proc. of 7th International Conference on Deburring and Surface Finishing**. pp. 127-135, 2004.

KANG, I. S.; KIM, J. S.; KIM, J. H.; KANG, M. C.; SEO, Y. W. A Mechanistic Model of Cutting Force in the Micro End Milling Process. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 187-188, p. 250-255. 2007.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.11.155>

KIM, C. J.; BONO, M.; NI, J. Experimental Analysis of Chip Formation in Micro-Milling. **Transactions of NAMRI/SME**. v. 30, p. 247-254, 2002.

KIM, C. J.; MAYOR, J. R.; NI, J. A. A Static Model of Chip Formation in Microscale Milling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**. v. 126, n. 4, p. 710-718, 2004.  
<https://doi.org/10.1115/1.1813475>

KIM, D. H.; LEE, P. H.; LEE, S. W. Experimental Study on Machinability of Ti-6Al-4V in Micro End-Milling. **Proceedings of the World Congress on Engineering 2014 Vol II, WCE**. London, 2014.

KIM, J. D.; KIM, D. S. On the Size Effect of Micro-Cutting Force in Ultraprecision Machining. **JSME International Journal Series C Mechanical Systems**. v. 39, n. 1, p. 164-169, 1996.  
<https://doi.org/10.1299/jsmec1993.39.164>



KISWANTOA, G.; ZARIATINA, D. L.; KO, T. J. The Effect of Spindle Speed, Feed-Rate and Machining Time to The surface Roughness and Burr Formation of Aluminum Alloy 1100 in Micro-Milling Operation. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 16, p. 435-450, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2014.05.003>

KITAGAWA, T.; KUBO, A.; MAEKAWA, K. Temperature, Wear of Cutting Tools in High Speed Machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. **Wear**. v. 202, n. 2, p. 142-148, jan. 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(96\)07255-9](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(96)07255-9)

KOMATSU, T.; YOSHINO, T.; MATSUMURA, T.; TORIZUKA, S. Effect of Crystal Grain Size in Stainless Steel on Cutting Process in Micromilling. **Procedia CIRP**. v. 1, p. 150-155, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.026>

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren** (6nd Ed.). Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1997.

<https://doi.org/10.1007/978-3-662-07204-2>

KOPAC, J. Influence of Cutting Material and Coating on Tool Quality and Tool Life. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 78, n. 1-3, p. 95-103, 1998.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(97\)00469-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(97)00469-X)

KOPALINSKY, E. M.; OXLEY, P. L. B. Size Effects in Metal Removal Process. **3rd Conference on Mechanical Properties at High Rates of Strain**. In: Institute of Physics Conference Series, Oxford. p. 389-396, 1984.

KOU, Z.; WAN, Y.; CAI, Y.; LIANG, X.; LIU, Z. Burr Controlling in Micro Milling with Supporting Material Method. **Procedia Manufacturing**, v. 1, p. 501-511, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2015.09.015>

KU, M.; KANG, I.; KIM, J. **Int. Conf. on Advances in Mater, and Process**. Technol., Paris, France. pp. 1627, 2010.

KUMAR, M.; DOTSON, K.; MELKOTE, S. N. An Experimental Technique to Detect Tool–Workpiece Contact in Micromilling. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 12, n. 2, p. 99-105, 2010.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2010.08.001>

KUMAR, P.; BAJPAI, V.; SINGH, R. Burr Height Prediction of Ti-6AL-4V in High Speed Micro-Milling by Mathematical Modeling. **Manufacturing Letters**. v. 11, p. 12-16, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.mfglet.2016.10.001>

LARSEN-BASSE, J.; OXLEY, P. L. B. Effect of strain-rate sensitivity on scale phenomenon in chip formation. **Proceedings of 13th International machine tool Design and Research Conference**. University of Birmingham. p. 209-216, 1973.

LEE, K.; DORNFELD, D. A. A Study of Surface Roughness in the Micro End Milling Process, Consortium on Deburring and Edge Finishing. In: **Laboratory for Manufacturing and Sustainability**. p. 1-8, 2004.

LEE, K.; DORNFELD, D. A. An Experimental Study on Burr Formation in Micro Milling Aluminum and Copper. **Transactions of the NAMRI/SEM**. p. 255-262, 2002.

LEE, K.; DORNFELD, D. A. Micro-Burr Formation and Minimization Through Process Control. **Precision Engineering**. v. 29, p.246-252, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2004.09.002>

LEE, M; RICHMAN, M. H. Some Properties of TiC-Coated Cemented Tungsten Carbides. **Metals Technology**. p. 538-546, dec. 1974.

LEE, W. B.; TO, S.; SZE, Y. K. CHEUNG, C. F. Effect of Material Anisotropy on Shear Angle Prediction in Metal Cutting - A Mesoplasticity Approach. **International Journal of Mechanical Sciences**. v. 45, p. 1739-1749, 2003.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2003.09.024>

LEE, Y. M.; LEE, S. H.; TAE, W. I.; KWON, O. J.; CHOI, B. H. Cutting Force Variation of Inconel 718 in Up and Down End Milling with Different Helix Angles. **Journal of the Korean Society of Precision Engineering**. v. 18, n. 7, p. 143-148, jul. 2001.

LEKKALA, R.; BAJPAI, V.; SINGH, K. R.; JOSHI, S. S. Characterization and Modeling Of Burr Formation in Micro-End Milling. **Precision Engineering**. v. 35, p. 625-637, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2011.04.007>

LEOPOLD, J.; SCHMIDT, G. Methods of Burr Measurement and Burr Detection. **ISMQC, 8th International Symposium on Measurement and Quality Control in Production**. Erlangen. p. 223-229, 2004.

LI, K. M.; CHOU, Y. Experimental Evaluation of Minimum Quantity Lubrication in Near Micro-Milling. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 210, p. 2163-2170, 2010.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.07.031>

LI, Q.; LERMA, I.; EDINBAROUGH, I.; ALVARADO, J.; HUNG N. P. Characterization of Micromist for Effective Machining. In: **Proc. of the ASME 2015 International Mechanical Engineering Congress & Exposition**. p. 13-19, 2015.

<https://doi.org/10.1115/IMECE2015-53632>

LI, S.; XIE, Y.; WU, X. Hardness and Toughness Investigations of Deep Cryogenic Treated Cold Work Die Steel. **Cryogenics**. v. 50, n. 2, p. 89-92, 2010.

<https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2009.12.005>

LIU, K.; MELKOTE, S. N. Material Strengthening Mechanisms and Their Contribution to Size Effect in Micro-Cutting. **Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME**. v. 128, n. 3, p. 730-738, 2006.

<https://doi.org/10.1115/1.2193548>

LIU, X.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G.; EHMANN, K. F. The Mechanics of Machining at the Microscale: Assessment of the Current State of the Science. **Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME**. v. 126, n. 4, p. 666-678, 2004.

LOPEZ DE LACALLE, L. N.; PEÂREZ, J.; LLORENTE, J. I.; SÂNCHEZ, J. A. Advanced Cutting Conditions for the Milling of Aeronautical Alloys. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 100, p. 1-11, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00372-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00372-6)

LOMASCOLO, M. COLANGELO, G., MILANESE, M., RISI, A. Review of Heat Transfer in Nanofluids: Conductive, Convective and Radiative Experimental Results. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**. v. 43, p. 1182-1198, mar. 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.rser.2014.11.086>

LUCCA, D. A.; RHORER, R. L.; KOMANDURI, R. Effect of Tool Edge Geometry on Energy Dissipation in Ultra-Precision Machining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 42, n. 1, p. 83-86, 1993.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62397-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62397-X)

LUCCA, D. A.; RHORER, R. L.; KOMANDURI, R. Energy Dissipation in the Ultraprecision Machining of Copper. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 40, n. 1, p. 69-72, 1991.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61936-2](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61936-2)

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Editora Edgard Blucher, São Paulo, 3a Edição, Brasil, 2015, 407p.

MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. Machining of Titanium and its Alloys - a Review, **Proceeding of the institution of mechanical engineering**. v. 204, n. 1, p. 53-60, 1990.

[https://doi.org/10.1243/PIME\\_PROC\\_1990\\_204\\_047\\_02](https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1990_204_047_02)

MALEKIANA, M.; PARK, S. S.; JUN, M. B. G. Tool Wear Monitoring Of Micro-Milling Operations. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 209, p. 4903-4914, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.01.013>

MALLOCK, A. The Action of Cutting Tools. **Proc. Roy. Soc. London**. v. 33, p. 127-139, 1881.

<https://doi.org/10.1098/rspl.1881.0079>

MAMEDOV, A.; LAZOGLU, I. Thermal Analysis of Micro Milling Titanium Alloy Ti-6Al-4V. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 229, p. 659-667, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.10.019>

MARKSBERRY, P. W.; JAWAHIR, L. S. A Comprehensive Tool-Wear Tool-Life Performance Model in the Evaluation of NDM (Near Dry Machining) For Sustainable Manufacturing. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 48, n. 7-8, p. 878-886, 2008.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.11.006>

MASUKO, M. Fundamental Researches on the Metal Cutting. I. A New Analysis of Cutting Force. **Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers**. v. 19, n. 32-39, 1953.

MASUZAWA, T. State of the Art of Micromachining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 49, p. 473-488, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63451-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63451-9)

MASUZAWA, T.; TOENSHOFF, H. K. Three-Dimensional Micromachining by Machine Tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 46, n. 2, p. 621-628, 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60882-8](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60882-8)

MATHAI, G.; MELKOTE, S. Effect of process parameters on the rate of abrasive assisted brush deburring of microgrooves. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 57, p. 46-54, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.02.007>

MEIJER, J.; DU, K.; GILLNER, A.; HOFFMANN, D.; KOVALENKO, V. S.; MASUZAWA, T.; OSTENDORF, A.; POPRAWA, R.; SCHULZ, W. Laser Machining by Short and Ultrashort Pulses, State of the Art and New Opportunities in the Age of the Photons. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 51, p. 531-550, 2002.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61699-0](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61699-0)

MERCHANT, M. E. Mechanics of the Metal Cutting Process, II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. **Journal of Applied Physics**. v.16, p. 318-324, 1945.

<https://doi.org/10.1063/1.1707596>

MIAN, A. J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Micromachining of Coarse Grained Multi-Phase Material. **Journal of Engineering Manufacture**. v. 223, p. 377-385, 2009.

<https://doi.org/10.1243/09544054JEM1185>

MIAN, J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Identification of Factors That Dominate Size Effect in Micro-Machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 51, n. 5, p. 383-394, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.01.004>

MOHANTY, S.; WELLS, S.; HUNG, W. N. P. Microdrilling of Biocompatible Materials. In: **Proceedings of the ASME 2012 International Mechanical Engineering Congress & Exposition IMECE2012**. Houston, Texas, USA. p. 1969-1977, 2012.

<https://doi.org/10.1115/IMECE2012-87523>

MORIWAKI, T. Machinability of Copper in Ultra-Precision Micro Diamond Cutting. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 38, n. 1, p. 115-118, 1989.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62664-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62664-X)

MUMMERY, L., **Surface texture analysis - The Handbook**. Hommelwerke GmbH. 1992.

NABHANI, F. Machining of Aerospace Titanium Alloys. **Robots and Computer Integrated Manufacturing**. v. 17, p. 99-106, 2001.

[https://doi.org/10.1016/S0736-5845\(00\)00042-9](https://doi.org/10.1016/S0736-5845(00)00042-9)

NAKAYAMA, K.; SHAW, M. C.; BREWER, R. C. Relationship Between Cutting Forces, Temperature, Built-Up Edge and Surface Finish. **CIRP Annals**. v. 14, 1966, p. 211-223, 1966.

NAKAYAMA, K.; TAMURA, K. Size Effect in Metal-Cutting Force. **Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME**. v. 90, p. 119-126, 1968.

<https://doi.org/10.1115/1.3604585>

NARUTAKI, N.; MURAKOSHI, A.; MOTONISHI, S. TAKEYAMA, H. Study on Machining Of Titanium Alloys, **CIRP Annals**. v. 32, n. 1, p. 65-69, 1983.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63362-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63362-9)

NIU, Z.; JIAO, F.; CHENG, K. An Innovative Investigation on Chip Formation Mechanisms in Micro-Milling Using Natural Diamond and Tungsten Carbide Tools. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 31, p. 382-394, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.11.023>

OLIAEI, S. N. B.; KARPATA, Y. Built-Up Edge Effects on Process Outputs of Titanium Alloy Micromilling. **Precision Engineering**. v. 49, p. 305-315, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.02.019>

ÖZEL, T.; LIU, X.; DHANORKER, A. Modelling and Simulation of Micro-Milling Process. **Proceedings of the 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds**. Cesme, Turkey, p. 167-174, 2007.

ÖZEL, T.; THEPSONTHI, T.; ULUTAN, D.; KAFTANOGLU B. Experiments and Finite Element Simulations on Micromilling of Ti-6Al-4V Alloy with Uncoated and CBN Coated Micro Tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 60, p. 85-88, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.03.087>

PEKELHARING, A. J. The Exit Failure of Cemented Carbide Face Milling Cutters Part I - Fundamental and Phenomena. **Annals of CIRP**. v. 33, n. 1, p. 47-50, 1984.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61377-8](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61377-8)

PEKELHARING, A. J. The Exit Failure in Interrupted Cutting. **Annals of CIRP**. v. 27, n. 1, p. 5-10, 1978.

PERIYANAN, P. R.; NATARAJAN, U.; YANG, S. H. A Study on the Machining Parameters Optimization of Micro-End Milling Process. **International Journal of Engineering, Science and Technology**. v. 3, n. 6, p. 237-246, 2011.

PIQUARD, R.; D'ACUNTO, A.; LAHEURTE, P.; DUDZINSKI, D. Micro-End Milling of NiTi Biomedical Alloys, Burr Formation and Phase Transformation. **Precision Engineering**. v. 38, n.2, p. 356-364, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2013.11.006>

PMT. Performance Micro Tool. **Product Catalog**. 24p, 2018.

PRATAP, T.; PATRA, K.; DYAKONOV, A. A. Modeling Cutting Force in Micro-Milling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. **Procedia Engineering**. v. 129, p. 134-139, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.12.021>

POLMEAR, J. **Light Alloys Metallurgy of the Light Metals**. 2nd ed., Edward Arnold. London. 1989, 278p.

PRAKASH, J. R. S.; RAHMAN, M.; SENTHIL, A. K.; LIM, S. C. Effect of Minimal Quantities of Lubricant in Micro Milling. **10th International Conference on Precision Engineering (ICPE)**. p. 309-313, 2011.

PUSAVEC, F.; HAMDI, H.; KOPAC, J.; JAWAHIR, I. S. Surface Integrity in Cryogenic Machining of Nickel Based Alloy-Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**. n. 4, p. 773-783, 2011.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.12.013>

RAHMAN, A. R.; RAHMAN, M.; KUMAR, S. A.; LIM, H. S. CNC micro-turning: an application to miniaturization. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 45, p. 631-639, 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.10.003>

RAHMAN, M.; SENTHIL, A. K.; PRAKASH, J. R. S. Micro Milling of Pure Copper. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 116, n. 1, p. 39-43, 2001.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00848-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00848-2)

RAHMAN, M.; WONG, Y. S.; ZAREENA, A. R. Machinability of Titanium Alloys. **JSME International Journal**. v. 46, n. 1, p. 107-115, 2003.  
<https://doi.org/10.1299/jsmec.46.107>

RAJURKAR, K. P.; LEVY, G.; MALSHE, A.; SUNDARAM, M. M.; MCGEOUGH, J.; SILVA, A. K. M. DE.; HU, X.; RESNICK, R. Micro and Nano Machining by Electro-Physical and Chemical Processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 55, n. 2, p. 1-24, 2006.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2006.10.002>

RAO, C. N. R. **Chemistry of advanced materials: a chemistry for the 21st century monograph**. Oxford: Blackwell. 1993, 388p.

RIBEIRO, M. V.; MOREIRA, M. R. V.; FERREIRA, J. R. Optimization of Titanium Alloy (6Al-4V) Machining. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 143, p. 458-463, 2003.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00457-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00457-6)

RIBEIRO, S.; FERNANDES, A. P.; DA CUNHA, D. F.; DA SILVA, M. B.; SHAN, J.; GUIMARAES, G. Estimation of a Moving Heat Source due to a Micromilling Process Using the Modified TFBGF Technique. **Mathematical Problems in Engineering**. p. 1-8, 2018.  
<https://doi.org/10.1155/2018/9105940>

ROBINSON, G. M.; JACKSON, M. J. A Review of Micro and Nanomachining from a Materials Perspective. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 167, n. 2-3, p. 316-337, 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.06.016>

ROBINSON, G. M.; JACKSON, M. J.; WHITFIELD, M. D. A Review of Machining Theory and Tool Wear with a View to Developing Micro and Nano Machining Processes. **Journal of Materials Science**. v. 42, n. 6, p. 2002-2015, mar. 2007.  
<https://doi.org/10.1007/s10853-006-0171-z>

RODRIGUES, A. R. **Estudo da Geometria das Arestas de Corte Aplicadas em Usinagem com Altas Velocidades de Corte**. 2005. 227 f. Tese de Doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.  
<https://doi.org/10.11606/T.18.2005.tde-03072005-134755>

ROSENBERG, H. W.; CHESNUTT, J. C.; MARGOLIN, H. Fracture Properties of Titanium Alloys. **Application of Fracture Mechanics for Selection of Metallic Structural Materials**. ASM, 1982.

SADIK, M. I.; ISAKSON, S. The Role of PVD Coating and Coolant Nature in Wear Development and Tool Performance in Cryogenic and Wet Milling of Ti-6Al-4V. **Wear**. v. 386-387, p. 204-210, 2017.  
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.02.049>

SAMUEL, J.; RAFIEE, J.; DHIMAN, P.; YU, Z. Z.; KORATKAR, N. Graphene Colloidal Suspensions as High Performance Semi-Synthetic Metal-Working Fluids. **The Journal of Physical Chemistry**. v. 115, p. 3410-3415, 2011.

<https://doi.org/10.1021/jp110885n>

SANCHEZ, J. A.; POMBO, I.; ALBERDI, R.; IZQUIERDO, B.; PLAZA, S.; MARTINEZ-TOLEDANO, J. Machining Evaluation of a Hybrid MQL-CO<sub>2</sub> Grinding Technology. **Journal of Cleaner Production**. v. 18, p. 1840-1849, jul. 2010.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2010.07.002>

SANTOS, A. G. **Microfresamento de Aço Inoxidável Duplex UNS S32205 com Ferramentas de Metal Duro Revestidas com Nitreto de Titânio**. 2016. 92 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia.

SANTOS, A. G.; Da Cunha, D. F.; Ziberov, M.; Hung, W. N. P.; Jackson, M. J.; Da Silva, M. B. Avaliação da Qualidade de Microcanais Fabricados por Microfresamento no Aço Inoxidável Duplex UNS 32205. **8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. p. 1-8, 2015.

SANTOS, A. G.; Da Cunha, D. F.; Ziberov, M.; Da Silva, M. B.; Jackson, M. J. Avaliação da Influência do Fluido de Corte na Formação de Rebarba no Processo de Microfresamento de Inconel 718 e Aço Inoxidável DUPLEX UNS S32205. **9º COBEF**. p. 1-8, 2017.

<https://doi.org/10.26678/ABCM.COBEP2017.COF2017-1027>

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**. Aritliber Editora, São Paulo – SP, Brasil, 2007, 246p.

SARTORIUS AG. Analytical, **Semi-micro- and Microbalances, Installation and Operating Instructions**. Germany. 188p. 2000.

SCHALLBROCH, H.; BETHMANN, H. **Kurzprüfverfahren der Zerspanbarkeit**. Leipzig. Teubner Verlagsgesellschaft. 1950.

SCHUELER, G. M.; ENGMANN, J.; T. MARX, T.; HABERLAND, R.; AURICH, J. C. Burr Formation and Surface Characteristics in Micro-End-Milling of Titanium Alloys. **Springer**. p. 129-138, 2010.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. Oxford University Press, Londres, 1986, 256p.

SHAW, M. C. The Size Effect in Metal Cutting. **Proceedings of the Indian Academy of Sciences - Sadhana**. v. 28, n. 5, p. 875-896, 2003.

<https://doi.org/10.1007/BF02703319>

SHOUCKRY, A. S. The Effect of Cutting Conditions on Dimensional Accuracy. **Wear**. v. 80, 1982.

[https://doi.org/10.1016/0043-1648\(82\)90217-4](https://doi.org/10.1016/0043-1648(82)90217-4)

SILVA, L. C. **Investigação da Usinabilidade do Aço Inoxidável Duplex UNS 32205 no Microfresamento**. 2017. 137 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M. A. Surface Defects During Microcutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v 46, n. 12-13, p. 1378-1387, 2006.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.10.001>

SINGH, K.; KARTIK, V.; SINGH, R. Modeling Dynamic Stability in High-Speed Micromilling of Ti-6Al-4V via Velocity and Chip Load Dependent Cutting Coefficients. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 96, p. 56-66, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.06.002>

SISTEMA INTERNACIONAL DE UNIDADES - SI. **Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia (INMETRO)**. 9a Edição, 2012, Rio de Janeiro, 94p.

SON, S. M.; LIM, H. S., AHN, J. H. Effects of the Friction Coefficient on the Minimum Cutting Thickness in Micro Cutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 45, p. 529-535, 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.09.001>

SOUSA, J. A. G. **Desempenho de Ferramentas Reafiadas - Furação**. 2011. 147 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SU, Y.; HE, N.; LI, L.; LI, X. L. An Experimental Investigation of Effects of Cooling Lubrication Conditions on Tool Wear in High-Speed End Milling of Ti-6Al-4V. **Wear**. v. 261, p. 760-766, 2006.  
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2006.01.013>

SUBBIAH, S.; MELKOTE, S. N. Effect of Finite Edge Radius on Ductile Fracture Ahead of the Cutting Tool Edge in Micro-Cutting of Al2024-T3. **Materials Science and Engineering: A**. v. 474, n. 1-2, p. 283-300, 2008.  
<https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.04.116>

SUH, N. P. Coated Carbides, Past, Present and Future. **International Conference on Hard Materials Tool Technology**. Carnegie-Melon University, Pittsburgh, Pennsylvania. n. 22-24, p. 118-143, 1976.

SUN, S.; BRANDT, M.; DARGUSCH, M. S. Machining Ti-6Al-4V Alloy with Cryogenic Compressed Air Cooling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 50, p. 933-942, 2010.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.08.003>

SYADRISTY, M. **É Difícil Ferrar uma Pulga**. (título traduzido do idioma original “Трудно подковать блоху”). Editora «Karpaty» Uzhgorod, 1966, 130p.

SYADRISTY, M. **Segredos de Microtecnologia**. (título traduzido do idioma original “Тайны микротехники”). Editora «Karpaty» Uzhgorod, 1969, 161p.

TAKASU, S.; MASUDA, M.; NISHIGUCHI, T.; KOBAYASHI, A. Influence Study of Vibration with Small Amplitude upon Surface Roughness in Diamond Machining. **CIRP Annals**. v. 34, n. 1, 463-467, 1985.  
[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61812-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61812-5)

TANIGUCHI, N. Current Status in and Future Trends of Ultraprecision Machining and Ultrafine Materials Processing. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 32, n. 2, p. 1-8, 1983.  
[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60185-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60185-1)

TANSEL, I. N.; ARKAN, T. T.; BAO, W. Y.; MAHENDRAKAR, N.; SHISLER, B.; SMITH, D.; MCCOOL, M. Tool Wear Estimation in Micro-Machining. Part I: Tool Usage-Cutting Force Relationship. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 40, n. 4, p. 599-608, mar. 2000.  
[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(99\)00073-5](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(99)00073-5)

TANVEER, A.; NATH, C.; KAPOOR, S. G.; MADHUBALAN, S. An Experimental Study of Micro-Hard Turning of Titanium Alloy (Ti-6Al-4V). **9 th ICOMM 2014**. Singapore. n. 19, p. 1-7, 2014.

TAYLOR HOBSON. **Manual de Instruções Form Talysurf Intra**. 12p, 2012.

TAYLOR, F. W. On the Art of Cutting Metals. **Transactions of the American society of mechanical engineers**. v. 28, p. 34-58, 1907.

THE, J. H. L. High-Speed Films of the Incipient Cutting Process in Machining at Conventional Speeds. **Journal for Engineering for Industry**. p. 263-68, 1977.

THEPSONTHI, T.; ÖZEL, T. An Integrated Tool path and Process Parameter Optimization for High-Performance Micro-Milling Process of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 75, n. 1-4, p. 57-75, 2014.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-014-6102-2>

TLUSTY, J.; MACNEIL, P. Dynamics of Cutting Forces in End Milling. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 24, n. 1, p. 21-25, 1975.

TONSHOFF, H. K. Developments and Trends in Monitoring and Control of Machining Processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 37, n. 2, p. 611-622, 1988.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60758-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60758-6)

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4th Ed., Butterworth, Boston, USA. 2000, 446p.

TRESCA, H. On Further Applications of the Flow of Solids. **Proc. Inst. Mech. Eng.** v. 30, p. 301-345, 1878.

[https://doi.org/10.1243/PIME\\_PROC\\_1878\\_029\\_017\\_02](https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1878_029_017_02)

TSUDA, K.; OKUDA, K.; SHIZUKA, H.; NUNOBIKI, M. A Study of the Micro-End Milling of Titanium Alloy. **Advanced Material Research**. p. 588-593, 2011.

<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.325.588>

UCUN, I.; ASLANTAS, K.; BEDIR, F. An Experimental Investigation of the Effect of Coating Material on Tool Wear in Micro Milling of Inconel 718 Super Alloy. **Wear**. v. 300, n. 1-2, p. 8-19, 2013.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2013.01.103>

UCUN, I.; ASLANTAS, K.; BEDIR, F. The Effect of Minimum Quantity Lubrication and Cryogenic Pre-Cooling on Cutting Performance in the Micro Milling of Inconel 718. **Journal of Engineering Manufacture**. v. 229, n. 12, p. 2134-2143, 2014.

<https://doi.org/10.1177/0954405414546144>

UCUN, I.; ASLANTAS, K.; BEDIR, F. The Performance of DLC-Coated and Uncoated Ultra-Fine Carbide Tools in Micromilling of Inconel 718. **Precision Engineering**. v. 41, p. 135-144, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2015.01.002>

UHLMANN, E.; OBERSCHMIDT, D.; KUCHE, Y.; LÖWENSTEIN, A. Cutting Edge Preparation of Micro Milling Tools. **Procedia CIRP**. v. 14, 349-354, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.083>

UHLMANN, E.; PILTZ, S.; SCHAUER, K. Micro Milling of Sintered Tungsten-Copper Composite Materials. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 167, p. 402-407, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.022>

UNIST. Advanced Metal Cutting Lubricant. Environmentally Friendly Lubrication. **Product Catalog**. 4p, 2018.

URIARTE, L.; AZCARATE, S.; HERRERO, A.; LACALLE, L. N. L.; LAMIKIZ, A. Mechanistic Modelling of the Micro End Milling Operation. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B Journal of Engineering Manufacture**. v. 221, n. 1, p. 23-33, 2008.

<https://doi.org/10.1243/09544054JEM837>

URIARTE, L.; HERRERO, A.; ZATARAIN, M.; SANTISO, G.; LOP´EZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; ALBIZURI, J. Error Budget and Stiffness Chain Assessment in a Micromilling Machine Equipped with Tools Less Than 0.3 mm in Diameter. **Precision Engineering**. v. 31, n. 1, p. 1-12, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2005.11.010>

VAN LUTTERVELT, C. A.; WILLEMSE, H. G. The Exite Failure of Cemented Carbide Face Milling Cutters Part II - Testing of Commercial Cutters. **Annals of CIRP**. v. 33, n. 1, p. 51-54, 1984.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61378-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61378-X)

VAZQUEZ, E.; GOMAR, J.; CIURANA, J.; RODRÍGUEZ, C. A. Analyzing Effects of Cooling and Lubrication Conditions in Micromilling of Ti-6Al-4V. **Journal of Cleaner Production**. v. 87, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.10.016>



VENKATESH, V.; SWAIN, N.; SRINIVAS, G.; KUMAR, P.; BARSHILIA, H. C. Review on the Machining Characteristics and Research Prospects of Conventional Microscale Machining Operations. **Materials and Manufacturing Processes**. v. 32, n. 3, p. 235-262, 2017.

<https://doi.org/10.1080/10426914.2016.1151045>

VOGLER, M. P.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-End-Milling, Part I: Surface Generation. **Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME**. v. 126, n. 4, p. 695-705, 2004.

VOLLERTSEN, F.; BIERMANN, D.; HANSEN, H. N.; JAWAHIR, I. S.; KUZMAN, K. Size Effects in Manufacturing of Metallic Components, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 58, n. 2, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.09.002>

WADA, R.; KODAMA, H.; NAKAMURA, K.; MIZUTANI, Y.; SHIMURA, Y.; TAKENAKA, N. Wear Characteristics of Single Crystal Diamond Tool. **CIRP Annals**. v. 29, n. 1, p.47-52, 1980.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61293-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61293-1)

WALKER, T. **The MQL Handbook. A Guide to Machining With Minimum Quantity Lubrication**. 2013, 47p.

WANG, M.; ZHANG, Y. Z. Diffusion Wear in Milling Titanium Alloys. **Materials Science and Technology**. v. 4, n. 6, p. 548-553, 1988.

<https://doi.org/10.1179/mst.1988.4.6.548>

WANG, W.; KWEON, S. H.; YANG, S. H. A Study on Roughness of the Micro End Milled Surface Produced by a Miniature Machine Tool. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 162-163, p. 702-708, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.02.141>

WANG, Z. G.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Tool Wear Characteristics of Binderless CBN Tools Used in High-Speed Milling of Titanium Alloys. **Wear**. v. 258, p. 752-758, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.09.066>

WANG, Z.; KOVVURI, V.; ARAUJO, A.; BACCI, M.; HUNG, W. N. P.; BUKKAPATNAM, S. T. S. Built-Up-Edge Effects on Surface Deterioration in Micromilling Processes. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 24, p. 321-327, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2016.03.016>

WECK, M.; FISCHER, S.; VOS, M. Fabrication of Micro Components Using Ultra Precision Machine Tools. **Nanotechnology**. n. 8, p. 145-148, 1997.

<https://doi.org/10.1088/0957-4484/8/3/007>

WEINERT, K.; KAHNIS, P.; PETZOLDT, V.; PETERS, C. Micro-Milling of Steel and NiTi SMA. **55th CIRP General Assembly, STC-C section meeting presentation file**. Antalya, Turkey, 2005.

WEINERT, K.; INASAKI, I.; SUTHERLAND, J. W.; WAKABAYASHI, T. Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 53, n. 2, 2004, p. 511-537, 2004.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60027-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60027-4)

WEULE, H.; HÜNTRUP, V.; TRITSCHLER, H. Micro-Cutting of Steel to Meet New Requirements in Miniaturization. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 50, n. 1, p. 61-64, 2001.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62071-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62071-X)

WHITEHOUSE, D. **Surfaces and Their Measurement**. Paperback Imprint: Butterworth-Heinemann. 2002, 395p.

WILLIAMS, J. E.; SMART, E. F.; MILNER, D. R. T. The Metallurgy of Machining Part 2: The Cutting of Single-Phase, Two Phase and Some Free Machining Alloys. **Metallurgia**. pp 51-59, feb. 1970.

WISSMILLER, D. L.; PFEFFERKORN, F. E. Micro end Mill Tool Temperature Measurement and Prediction. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 11, n. 1, p. 45-53, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2009.06.001>

WOON, K. S.; RAHMAN, M.; FANG, F. Z.; NEO, K. S.; LIU, K. Investigations of Tool Edge Radius Effect in Micromachining: a FEM Simulation Approach. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 195, p. 204-211, 2008a.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.137>

WOON, K. S.; RAHMAN, M.; NEO, K. S.; LIU, K. The Effect of Tool Edge Radius on the Contact Phenomenon of Tool-Based Micromachining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 45, p. 1395-1407, 2008b.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2008.05.001>

WU, J.; LIU, Z. Modeling of Flow Stress in Orthogonal Micro-Cutting Process Based on Strain Gradient Plasticity Theory. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 46, n. 1, p. 143-149, 2010.

WU, X.; LI, L.; HE, N. Investigation on the Burr Formation Mechanism in Micro Cutting. **Precision Engineering**. v. 47, p. 191-196, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2016.08.004>

XIE, L.; BROWNRIDGE, S. D.; OZDOGANLAR, O. B.; WEISS, L. E. The Viability of Micromilling for Manufacturing Mechanical Attachment Components for Medical Applications. **Transactions of the NAMRI/SME XXXIV**. p. 445-452, 2006.

YADAV, A. K.; KUMAR, M.; BAJPAI, V.; SINGH, N. K.; SINGH, R. K. FE Modeling of Burr Size in High-Speed Micro-Milling of Ti-6Al-4V. **Precision Engineering**. v. 49, p. 287-292, 2017.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.02.017>

YAMADA, M. An Overview on the Development of Titanium Alloys for Non-Aerospace Application in Japan. **Materials Science and Engineering: A**. v. 213, n. 1, p. 8-15, 1996.

[https://doi.org/10.1016/0921-5093\(96\)10241-0](https://doi.org/10.1016/0921-5093(96)10241-0)

YANG, K.; LIANG, Y. C.; ZHENG, K. N.; BAI, Q. S.; CHEN, W. Q. Tool Edge Radius Effect on Cutting Temperature in Micro-End-Milling Process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 52, n. 9-12, p. 905-912, feb. 2011.

<https://doi.org/10.1007/s00170-010-2795-z>

ZHANG, X., EHMANN, K. F.; YU, T.; WANG, W. Cutting Forces in Micro-End-Milling Processes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 107, p. 21-40, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2016.04.012>

ZOYA, Z. A.; KRISHNAMURTHY, R. The Performance of CBN Tools in the Machining of Titanium Alloys. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 100, p. 80-86, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00464-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00464-1)

ZIBEROV, M. Aplicação da Microusinagem (Miniaturização) nas Artes Plásticas – a Obra de Mykola Syadristy. **Manufatura em Foco**. v. 5, n. 30, p. 22-23, mar-abr. 2017.

ZIBEROV, M.; SILVA, M. B. Estudo de Microfresamento Criogênico de Superligas. **XXI Colóquio de Usinagem**. Ouro Preto. p. 1-4, 2017.

ZIBEROV, M.; CUNHA, D. F.; SILVA, M. B.; HUNG, W. N. P.; JACKSON, M. J. Principais Aspectos do Processo de Microusinagem. **Máquinas e Metais**. v. 52, p. 28-37, 2016a.

ZIBEROV, M.; SILVA, M. B.; JACKSON, M. J.; HUNG, W. N. P. Effect of Cutting Fluid on Micromilling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. **Procedia Manufacturing**. v. 5, p. 332-347, 2016b.

<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2016.08.029>

## ANEXO A

As miniaturas combinam, ao mesmo tempo, tecnologia e arte (ZIBEROV, 2017).

As miniaturas falam ainda sobre a cultura do trabalho humano e, portanto, a cultura do pensamento criativo (ZIBEROV, 2017).

Algumas obras de Mykola Syadristy, em metal e outros materiais, na Figura A:

- a) Fio de cabelo perfurado longitudinalmente e polido por dentro e por fora até ficar transparente. Dentro desse fio de cabelo foi colocada uma rosa de diâmetro 50  $\mu\text{m}$ .
- b) Composição feita de ouro e colocada sobre um grão de açúcar.
- c) A mola espiral tirada de um relógio miniatura é apresentada junto à figura-homem feita de ouro com espessura de 5  $\mu\text{m}$ .
- d) O comprimento do navio da fragata de 3,5 mm e as cordas têm espessura de 3  $\mu\text{m}$ . O modelo é feito em ouro, platina e vidro, contendo 337 detalhes.
- e) O modelo de fábrica de cerveja com operário é feito de ouro, platina e colocada no meio de uma semente de cevada. Essa composição apresenta 137 detalhes.
- f) Modelo de moinho de vento de ouro, com altura de 1,8 mm, posicionado na metade uma semente de papoula. A composição consiste de 203 partes.
- g) As ferraduras de pulga com 3 pregos são feitas de ouro e foram colocadas em uma pulga de verdade.
- h) O menor motor elétrico do mundo operacional, seu volume de 0,05  $\text{mm}^3$  é comparado com o tamanho de uma formiga. O motor é cerca de 20 vezes menor do que uma semente de papoula.
- i) Composição feita de ouro e colocada dentro de uma agulha comum. A seta e a corda do arco possuem espessura igual a 0,2  $\mu\text{m}$ , o que é aproximadamente 400 vezes menor do que um fio de cabelo humano.

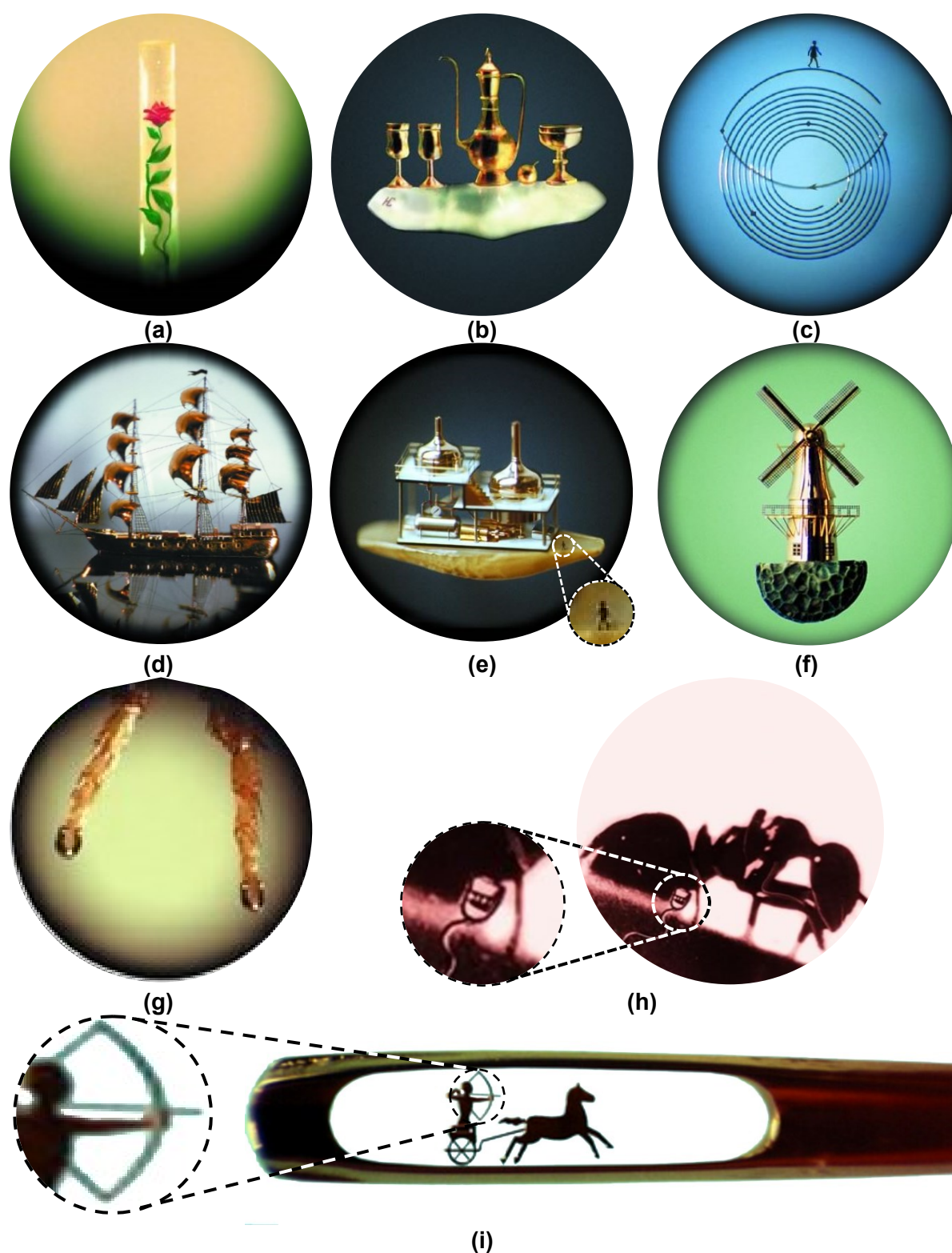


Figura A – Composições de Mykola Syadristy: (a) - Rosa no cabelo; (b) - Encontro; (c) - Vida; (d) - Memória de Alexander Grin; (e) - Metafísica; (f) - Moinho de vento; (g) - Ferradura de pulga; (h) - Menor motor elétrico do mundo operacional e (i) - Poesia