

ALINE GONÇALVES DOS SANTOS

**INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL DO
MICROFRESAMENTO DA LIGA DE TITÂNIO
Ti-6Al-4V**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2020

ALINE GONÇALVES DOS SANTOS

**INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL DO
MICROFRESAMENTO DA LIGA DE TITÂNIO Ti6Al4V**

Tese apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do título de **Doutora em Engenharia Mecânica**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

Uberlândia – MG

2020

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

S237 2020	<p>Santos, Aline Gonçalves dos, 1990- INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL DO MICROFRESAMENTO DA LIGA DE TITÂNIO Ti-6Al-4V [recurso eletrônico] / Aline Gonçalves dos Santos. - 2020.</p> <p>Orientador: Márcio Bacci da Silva. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós- graduação em Engenharia Mecânica. Modo de acesso: Internet. Disponível em: http://doi.org/10.14393/ufu.te.2020.19 Inclui bibliografia. Inclui ilustrações.</p> <p>1. Engenharia mecânica. I. Silva, Márcio Bacci da, 1964-, (Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.</p> <p>CDU: 621</p>
--------------	---

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:
Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, 287, COPEM				
Data:	onze de fevereiro de dois mil e vinte	Hora de início:	08:00	Hora de encerramento:	11:40
Matrícula do Discente:	11613EMC003				
Nome do Discente:	Aline Gonçalves dos Santos				
Título do Trabalho:	Investigação Experimental do Microfresamento da Liga de Titânio Ti-6Al-4V				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Microusinagem de Materiais Avançados				

Reuniu-se na sala 206 do bloco 1M, Campus Santa Mônica, da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Salete Martins Alves - UFRN; Adriano Fagali de Souza - UFSC; Gilmar Guimarães - FEMEC/UFU; Arthur Alves Flocchi - FEMEC/UFU e Márcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU, orientador do(a) candidato(a).

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. Marcio Bacci da Silva, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato(a), agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovada.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 11/02/2020, às 11:43, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).

Documento assinado eletronicamente por **Gilmar Guimarães, Professor(a) do Magistério Superior**, em 11/02/2020, às 11:44, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto](#)



[nº 8.539, de 8 de outubro de 2015.](#)



Documento assinado eletronicamente por **Arthur Alves Fiocchi, Professor(a) do Magistério Superior**, em 11/02/2020, às 11:46, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **adriano f souza, Usuário Externo**, em 11/02/2020, às 11:51, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Salete Martins Alves, Usuário Externo**, em 11/02/2020, às 11:53, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site

[https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0)

[acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0](#), informando o código verificador **1856775** e o código CRC **EBC0CE74**.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela força e direcionamento dados para vencer as dificuldades enfrentadas durante o caminho percorrido.

Ao meu marido David Borges, que sem seu apoio incondicional, eu não teria iniciado e completado essa trajetória.

A minha mãe, que sempre me auxiliou com seus conselhos e ensinamentos.

Ao meu primo Gustavo, que me estendeu sua mão, me ajudando e me dando encorajamento para cursar o doutorado.

Ao meu orientador Márcio Bacci, que sempre me apoiou, acreditou em mim e me deu os direcionamentos para o desenvolvimento da minha tese. Terei uma eterna gratidão por tudo que tem me ensinado.

À Universidade Federal de Uberlândia (UFU), à Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) e ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), pela oportunidade concedida.

À Universidade Federal de Goiás/Regional Catalão pelo incentivo e apoio dados durante o desenvolvimento do doutorado.

Aos amigos do LEPU, Gustavo, Milla, Déborah, Ivanilson, Letícia, Walter, Guilherme e Leonardo pelo auxílio, apoio e amizade.

Aos professores Arthur Alves Fiocchi, Rosemar Batista da Silva e Gilmar Guimarães pelos ensinamentos.

Aos técnicos do laboratório, Alcione dos Reis, Lázaro Vieira, Thiago Pereira e Thiago Menezes que, de maneira prestativa, me ajudaram sempre que necessário.

Enfim, meu muito obrigada a todos que me ajudaram a trilhar esse caminho e superar as dificuldades.

SUMÁRIO

1.	CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO	1
1.1.	Considerações iniciais	1
1.2.	Estruturação do trabalho	3
2.	CAPÍTULO II – REVISÃO DA LITERATURA.....	5
2.1.	Efeito Escala	5
2.2.	Espessura mínima de corte	7
2.3.	Formação de cavacos	9
2.4.	Desgaste de microferramenta.....	11
2.5.	Qualidade superficial na microusinagem	16
2.6.	Formação de rebarbas na microusinagem.....	19
2.7.	Temperatura na microusinagem	24
2.8.	Titânio e suas ligas	34
3.	CAPÍTULO III – METODOLOGIA.....	37
3.1.	Caracterização do material	38
3.2.	Caracterização das ferramentas	39
3.3.	Preparação do corpo de prova	40
3.4.	Parâmetros de usinagem.....	40
3.5.	Máquina-Ferramenta	41
3.6.	Medição de Temperatura.....	42
3.7.	Medição de desgaste de Ferramenta	46
3.8.	Medição de Rebarba	46
3.9.	Medição da Rugosidade	48
3.10.	Análise do cavaco	49
3.11.	Simulação Computacional	49
4.	CAPÍTULO IV – RESULTADOS E DISCUSSÕES	53
4.1.	Desgaste de Ferramenta	53
4.1.1.	Desgaste da ferramenta revestida	53
4.1.2.	Desgaste da ferramenta sem revestimento.....	63
4.2.	Qualidade Superficial.....	68
4.2.1.	Qualidade Superficial ao empregar ferramenta revestida	69
4.2.2.	Qualidade Superficial ao empregar ferramenta sem revestimento	74
4.3.	Formação de Rebarbas	79
4.3.1.	Formação de rebarbas ao empregar ferramenta revestida	79
4.3.2.	Formação de rebarbas ao empregar a ferramenta sem revestimento	86

4.4. Formação de cavacos	91
4.4.1. Formação de cavacos com ferramenta revestida.....	92
4.4.2. Formação de cavacos com ferramenta sem revestimento	96
4.5. Temperatura de usinagem.....	98
4.5.1. Temperatura durante microusinagem com ferramenta revestida	98
4.5.2. Ensaios com ferramenta sem revestimento	106
4.6. Simulação computacional.....	110
4.7. Influência do avanço na qualidade dos canais microfresados.....	114
5. CAPÍTULO V – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS....	123
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	124

SANTOS, A. G. **Investigação Experimental do Microfresamento da Liga de Titânio Ti-6Al-4V**. 2020. 135 p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

RESUMO

A microusiagem tem ganhado maior visibilidade ao longo do tempo, devido às tendências que as indústrias estão apresentando de produzirem peças com pequenas dimensões, sendo a biomedicina uma das principais áreas que demandam componentes cada vez menores. Nesse contexto, o microfresamento de biomateriais se apresenta como um importante processo. Diante disso, o presente trabalho foi desenvolvido com o principal objetivo de investigar experimentalmente o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Para tanto, foram analisados a temperatura de usinagem, o desgaste de ferramenta, a formação de rebarbas, a qualidade da superfície, a morfologia dos cavados gerados e a influência do avanço na qualidade dos canais microfresados. Além disso, a simulação do processo foi realizada, utilizando o programa AdvantEdge™. Para execução dos ensaios experimentais, utilizou-se uma microfresadora CNC e microfresas com diâmetro nominal de 400 µm, de metal duro, tanto revestida com AlCrN, quanto sem revestimento. Termopares tipo-T foram soldados na superfície da peça para medição da temperatura na sua superfície. A evolução do desgaste foi realizada por meio da redução do diâmetro da microfresa. As rebarbas foram quantificadas, utilizando uma metodologia desenvolvida no presente trabalho e a rugosidade foi medida por meio de um perfilômetro. Os resultados mostraram que a temperatura aumenta do lado discordante para o lado concordante e que esta variável se torna maior com o desgaste de ferramenta. A adesão e o microlascamento foram os principais mecanismos de desgaste identificadas. Constatou-se que o ângulo de posição secundário maior auxilia na redução do desgaste de flanco na superfície secundária de folga. As rebarbas foram maiores no lado concordante do canal. Ao empregar a ferramenta sem revestimento, a rugosidade apresentou a tendência de diminuir com o comprimento usinado. Com a ferramenta revestida, não foi constatada mudança no valor da rugosidade com o desgaste de ferramenta. Foram identificados cavacos contínuos e em forma de esfera. Também, foi definido um intervalo de valores para o avanço que proporciona melhor rugosidade ao analisar o R_a , R_q , R_t , R_z , R_{sk} e R_{ku} , nas condições analisadas, sendo este de 0,20 a 0,30 µm/dente.

Palavras-chave: microfresamento; liga Ti-6Al-4V; temperatura; desgaste; qualidade superficial; rebarba; cavaco.

SANTOS, A. G. **Experimental Investigation of Micromilling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy** 2020. 135 p. Ph.D. Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia-MG.

ABSTRACT

Micro-Machining has gained greater visibility over time, due to the trends that industries are showing to produce small parts, being biomedicine one of the main areas that demand smaller components. In this context, micromilling of biomaterials is an important process. Therefore, the present work was developed with the main objective of experimentally investigating the micro-milling of the Ti-6Al-4V titanium alloy. For this, the machining temperature, the tool wear, the formation of burrs, the surface quality, the morphology of the chips and the influence of the feed per tooth on the quality of the microchannels were analyzed. In addition, the process simulation was performed using the AdvantEdgeTM program. For the performance of the experimental tests, a four-axis CNC micro-milling machine and a carbide-coated and uncoated carbide with nominal diameter of 400 μm were used. T-type thermocouples were welded to the workpiece surface for maximum temperature measurement during the process. To evaluate the wear by reducing the diameter of the micromill, images have been taken after each test using the Scanning Electron Microscope (SEM). Burrs were quantified using a methodology developed in the present work and roughness was measured by means of a profilometer. The results showed that the temperature increases from the up milling to the down side and that this variable becomes larger with tool wear. Adhesion and microchipping were the main forms of wear identified. The larger minor cutting edge angle was found to help reduce flank wear on the minor clearance surface. The burrs were larger on the down side of the channel. When employing the uncoated tool, the roughness tended to decrease with the machined length. With the coated tool, no change in roughness value was observed with tool wear. Continuous and spheroidal chips were identified. Also, it was defined a range of values for the advance that provides better roughness when analyzing the R_a , R_q , R_t , R_z , R_{sk} and R_{ku} , under the analyzed conditions, being from 0.20 to 0.30 μm / tooth.

Keywords: Micromilling, Ti-6Al-4V alloy; Temperature; Wear; Surface quality; Burr; Chip.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Representação da aresta de corte na (a) usinagem convencional e na (b) microusinagem (Adaptado de MATIVENGA e ARAMCHAROEN, 2009).....	2
Figura 2.1 – Caracterização do efeito escala (Adaptado de LAI et al., 2008)	6
Figura 2.2 – Efeito da espessura mínima de corte na microusinagem (R_e é o raio da aresta da ferramenta, h corresponde à espessura de corte e h_m à espessura mínima de corte) (Adaptado de CHAE, PARK e FREIHEIT, 2006).....	8
Figura 2.3 – Simulação da formação do cavaco no microfresamento do cobre OFHC, com três espessuras de corte diferentes: (a) $0,1 R_e$; (b) $0,2 R_e$; (c) $0,3 R_e$ (LAI et al., 2008).....	8
Figura 2.4 – Esquema ilustrando o mecanismo de formação de cavacos no microfresamento (Adaptado de OLIVEIRA et al., 2015)	10
Figura 2.5 – Esfera dendrítica (OLIVEIRA; GOMES e SILVA, 2019)	11
Figura 2.6 – Variação do desgaste em função do comprimento usinado, sendo (a) referente à redução do diâmetro e (b) ao desgaste de ponta (Adaptado de ASLANTAS et al., 2016).....	13
Figura 2.7 – (a) Indícios de formação de APC na ferramenta sem revestimento; (b) Evidência do desgaste abrasivo na ferramenta sem revestimento; (c) Lascamento ocorrido na ferramenta revestida (BERESTOVSKYI; HUNG, 2013)	14
Figura 2.8 – Influência da velocidade de corte e avanço no tempo de vida da ferramenta (Adaptado de DADGARI, HUO e SWAILES, 2018).....	15
Figura 2.9 – Variação da rugosidade em função do avanço por dente na microusinagem da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de ASLANTAS et al., 2016).....	17
Figura 2.10 – Rugosidade superficial em função do comprimento usinado para diferentes (a) avanços e (b) velocidades de corte (Adaptado de LI e CHOU, 2010)	18
Figura 2.11 – Superfícies dos três primeiros canais gerados na condição de corte a seco e com aplicação de fluido popr MQF (ZIBEROV et al., 2016)	19
Figura 2.12 – Vista esquemática da forma e localização da rebarba no canal fresado (Adaptado de LEE e DORNFELD, 2002)	20
Figura 2.13 – Tipos de rebarbas de topo na microusinagem: (a) rebarba primária; (b) rebarba em forma de agulha; (c) rebarba tipo pena; (d) rebarba menor (CHERN et al., 2007)	21
Figura 2.14 – Processo de formação da rebarba primária (Adaptado de CHERN et al., 2007).....	21

Figura 2.15 – Mecanismo de controle de rebarbas no microfresamento: (a) Extensão dos limites da peça com o material de suporte; (b) Crescimento da trinca no material de suporte; (c) Formação de rebarbas no suporte; (d) Separação do suporte e peça (Adaptado de KOU et al., 2015).....	23
Figura 2.16 – (a) Superfície da peça revestida com o adesivo instantâneo; (b) peça após imersão na água aquecida; (c) suporte separado da peça (KOU et al., 2015)	24
Figura 2.17 – (a) Rebarba formada sem o material de suporte; (b) rebarba com material de suporte fixado na peça; (c) rebarba após retirada do material de suporte (Adaptado de KOU et al., 2015).....	24
Figura 2.18 – Distribuição da temperatura prevista em °C, na zona de corte, durante microfresamento de (a) alumínio AL2024-T6 e (b) aço AISI 4340 (Adaptado de DHANORKER e ÖZEL, 2008).....	26
Figura 2.19 – Distribuição de temperatura na peça durante microfresamento do aço ferramenta H13 endurecido (Adaptado de DING; SHEN; SHIN, 2011)	27
Figura 2.20 – Comparação entre a distribuição da temperatura na região de corte ao considerar (a) ferramenta de metal duro sem revestimento e (b) ferramenta de metal duro revestida com CBN (THEPSONTHI; ÖZEL, 2013).....	28
Figura 2.21 – Distribuição da temperatura prevista, em °C, durante microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V para diferentes ângulos de contato da ferramenta (ψ) e diferentes raios da aresta de corte (r_e) (THEPSONTHI; ÖZEL, 2015).....	29
Figura 2.22 – Gráfico obtido para a temperatura em função do tempo, ao microtornear um aço 1018, utilizando uma ferramenta de nitreto cúbico de boro (Adaptado de SAMUEL et al. 2011)	30
Figura 2.23 – Esquema mostrando como os termopares foram posicionados para medição de temperatura durante microfresamento da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de MAMEDOV; LAZOGLU, 2016).....	31
Figura 2.24 – Resultados obtidos para temperatura por meio da simulação e pelos ensaios realizados, no microfresamento da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de MAMEDOV; LAZOGLU, 2016).....	32
Figura 2.25 – Sistema para medição de temperatura durante microfresamento do Inconel 718 (CUNHA, 2016)	33
Figura 2.26 – Exemplos de componentes fabricados com a liga Ti-6Al-4V, sendo (a) mini implantes ortodônticos (SQUEFF et al., 2008); (b) nano, micro e mini placas para fixação óssea da face (ENGIMPLAN, 2019a); (c) dispositivo para correção de malformações craniofaciais (ENGIMPLAN, 2019b).....	35
Figura 3.1 – Fluxograma das atividades desenvolvidas	38

Figura 3.2 – Microestrutura do material do corpo de prova (Ti-6Al-4V)	39
Figura 3.3 – Características da microfresa revestida e sem revestimento.....	40
Figura 3.4 – Máquina-ferramenta utilizada nos ensaios	42
Figura 3.5 – (a) Termopar tipo T utilizado; (b) junta do termopar	43
Figura 3.6 – Esquema ilustrando o posicionamento dos termopares em relação à trajetória da ferramenta	44
Figura 3.7 – Termopares soldados na superfície do corpo de prova e fixados na morsa	45
Figura 3.8 – Marcas indicativas das posições dos termopares, sendo: (a) marca no lado concordante; (b) marca no centro do canal; (c) marca no lado discordante	46
Figura 3.9 – (a) Diâmetro da microfresa a ser medido e (b) tela do programa de medição ImageJ.....	46
Figura 3.10 – Imagens utilizadas para medição da área da rebarba: (a) imagem obtida pelo MEV; (b) imagem trabalhada com o software Adobe Photoshop CC; (c) imagem trabalhada com o software Image J	48
Figura 3.11 – Perfilômetro Form Talysurf Intra 2 da Taylor Hobson, com a ponta do apalpador posicionada dentro do canal	48
Figura 3.12 – Parâmetros medidos da ferramenta para simulação	50
Figura 4.1 – Evolução do desgaste da ferramenta revestida ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m	54
Figura 4.2 – Ferramenta revestida após usinar 28 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	55
Figura 4.3 – Arredondamento da ponta da ferramenta (A); desgaste de flanco na superfície secundária de folga após 504 mm usinados (B); desgaste de flanco na superfície principal de folga após 112 mm usinados (C), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	56
Figura 4.4 – Desgaste de flanco apresentado na superfície secundária de folga, após comprimento de usinagem de (a) 140 mm, (b) 280 mm, e (c) 560 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	58
Figura 4.5 – EDS realizada na superfície secundária de folga, após 280 mm usinados (EDS 1) e na superfície de saída, após 364 mm usinados (EDS 2), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m	59
Figura 4.6 – Aresta de corte da ferramenta após usinagem de (a) 224 mm e (b) 252 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	60

Figura 4.7 – Microlascamento evidenciado após comprimento de usinagem de 84 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	61
Figura 4.8 – Evidência do substrato da aresta de corte da ferramenta após usinagem de (a) 392 mm e (b) 532 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	61
Figura 4.9 – Evidência de APC após usinagem de (a) 224 mm, (b) 252 mm, (c) 532 mm e (d) 392 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	62
Figura 4.10 – Evolução do desgaste da ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	63
Figura 4.11 – Arredondamento da ponta da ferramenta (A) e desgaste de flanco (B) após 476 mm usinados, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	64
Figura 4.12 – Desgaste de flanco apresentado na superfície secundária de folga, após comprimento de usinagem de (a) 140 mm, (b) 280 mm, e (c) 420 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	65
Figura 4.13 – Ângulo de posição secundário das microfresas revestida e sem revestimento.....	66
Figura 4.14 – Material aderido na ferramenta sem revestimento após 448 mm usinados, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	67
Figura 4.15 – Aderência e desprendimento de material da peça na aresta de corte da ferramenta sem revestimento, após sexto (a) e sétimo (b) ensaio, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	67
Figura 4.16 – Microlascamento da aresta de corte após primeiro ensaio (28 mm usinados), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	68
Figura 4.17 – Rugosidade Superficial Ra e Rq dos canais 1 ao 45, ao empregar ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	69

Figura 4.18 – Rugosidade Superficial Rz e Rt dos canais 1 ao 45, ao empregar ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	70
Figura 4.19 – Rugosidade superficial Rsk e Rku dos canais 1 ao 45, ao empregar ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	71
Figura 4.20 – Exemplo de perfil de rugosidade do canal 45, 40 e 15, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	72
Figura 4.21 – Marcas da aresta de corte da ferramenta na superfície da peça no 21° canal, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	73
Figura 4.22 – Marcas presentes na superfície dos canais 1, 16 e 45, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	73
Figura 4.23 – Marcas com indício da ocorrência de fluxo lateral na superfície do 38° canal, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	74
Figura 4.24 – Rugosidade Superficial Ra e Rq dos canais 1 ao 17, ao empregar ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	75
Figura 4.25 – Rugosidade Superficial Rz e Rt dos canais 1 ao 17, ao empregar ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	75
Figura 4.26 – Rugosidade superficial Rsk e Rku dos canais 1 ao 17, ao empregar ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	76
Figura 4.27 – Exemplo de perfil de rugosidade do primeiro e último canal (17) usinado com a ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	77
Figura 4.28 – Marcas deixadas pela aresta de corte da ferramenta nas superfícies dos canais 1, 10 e 17, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	78
Figura 4.29 – Diferença na geometria da aresta de corte da ferramenta revestida e sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	79

Figura 4.30– Gráfico dos valores referentes à área das rebarbas concordante e discordante, geradas nos ensaios com a ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	80
Figura 4.31 – Imagem do início do primeiro (a) e último (b) canais usinados ao empregar a ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	81
Figura 4.32 – Evolução no tamanho das rebarbas do canal 2 (56 mm usinados) ao 44 (1 232 mm usinados), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	82
Figura 4.33 – Exemplo de rebarba com tamanho grande (a) e de rebarbas que podem ter sofrido ruptura (b, c, d, e), em diferentes canais, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	83
Figura 4.34 – Área das rebarbas apresentadas no início, meio e fim do canal, ao empregar a condição de corte um	84
Figura 4.35 – Rebarbas apresentadas pelo canal cinco (a, b e c) e nove (d, e e f), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	84
Figura 4.36 – Tipos de rebarba identificados nos canais usinados ao empregar a condição de corte um, sendo (a) rebarba em forma de agulha, (b) rebarba primária, (c) tipo pena e (d) rebarba em forma de onda	86
Figura 4.37 – Gráfico da área das rebarbas concordante e discordante geradas com ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	87
Figura 4.38 – Rebarbas formadas no Primeiro (a), décimo (b) e último (c) canal usinado com a ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	88
Figura 4.39 – Rebarba destacada do canal (a) 11 e (b) 15	88
Figura 4.40 – (a) início, (b) meio e (c) fim do quinto canal usinado com a ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	89
Figura 4.41 – Área das rebarbas apresentadas no início, meio e fim do canal, ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	89
Figura 4.42 – Rebarbas formadas (a) no início, (b) no meio e (c) no fim do décimo primeiro canal usinado	90

Figura 4.43 – Rebarbas formadas no primeiro e 17° canal com as condições de corte um e dois, ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m	91
Figura 4.44 – Tipos de rebarba formada ao empregar ferramenta revestida, sendo (a) rebarba menor, (b) rebarba tipo pena e (c) em forma de onda.....	91
Figura 4.45 – Cavacos gerados ao microfresar com a ferramenta revestida e empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	93
Figura 4.46 – Cavacos esferoidais identificados a partir da classificação feita por Oliveira, Gomes e Silva (2019)	95
Figura 4.47 – Exemplos de cavacos gerados com a ferramenta sem revestimento	97
Figura 4.48– Gráfico da temperatura em função do tempo obtida no ensaio 26 (728 mm usinados) ao empregar a ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	99
Figura 4.49 – Diferença de temperatura entre a máxima e inicial, durante o primeiro ensaio (28 mm) ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	100
Figura 4.50 – Diferença de temperatura entre a máxima e inicial, durante o oitavo ensaio (224 mm) ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m	101
Figura 4.51 – Diferença de temperatura medida durante o 23° ensaio (644 mm) ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m	102
Figura 4.52 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado medida com termopares soldados no lado discordante do canal, ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	104
Figura 4.53 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado medida com termopares soldados no lado concordante do canal, ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m.....	105
Figura 4.54 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado medida com termopares soldados fora da trajetória da ferramenta, no lado concordante do canal, ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m	106

Figura 4.55 – Gráfico da temperatura em função do tempo obtida no terceiro ensaio (84 mm usinados) ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	107
Figura 4.56 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado no lado discordante do canal ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	108
Figura 4.57– Diferença de temperatura em função do comprimento usinado no lado concordante do canal gerado ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	109
Figura 4.58 – Comparação dos resultados obtidos para as diferenças de temperatura ao empregar a condição de corte um (ferramenta revestida) e dois (ferramenta sem revestimento) ao usinar o primeiro canal (28 mm usinados)	110
Figura 4.59 – Simulação da microfresa usinando	111
Figura 4.60– Distribuição da temperatura no percurso da primeira volta da primeira aresta de corte ao simular com a ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	112
Figura 4.61 – Distribuição de temperatura na (a) ponta da ferramenta; (b) na peça e (c) no cavaco, no mesmo instante de usinagem ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm	113
Figura 4.62 – Distribuição de temperatura na peça.....	114
Figura 4.63 – Formas de cavaco apresentadas na simulação	114
Figura 4.64 – Rugosidade dos canais ao empregar diferentes avanços (de 0,05 a 5 $\mu\text{m}/\text{dente}$), profundidade de corte de 40 μm e velocidade de corte de 25 m/min	115
Figura 4.65 – Superfícies geradas com taxas de avanço de 0,05, 0,10 e 0,15 $\mu\text{m}/\text{dente}$...	118
Figura 4.66 – Marcas circulares nas superfícies dos canais com avanço de 0,05 e 0,10 $\mu\text{m}/\text{dente}$	120
Figura 4.67– Marcas irregulares na superfície gerada ao empregar o avanço de 4,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$	121
Figura 4.68 – Rebarbas formadas com empregos de distintos avanços	121

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Propriedades da liga Ti-6Al-4V	34
Tabela 3.1 – Condições de usinagem empregadas	41
Tabela 3.2 – Parâmetros geométricos da microfresa	50

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras latinas Significado [unidade utilizada]

a_p	Profundidade de corte [mm]
b	Largura de corte [mm]
c	Calor específico [J/kg.°C]
D	Diâmetro [mm]
E	Energia [kJ]
F_c	Força de corte [N]
f	Avanço [mm/rev]
f_z	Avanço por aresta [mm/rev]
h_m	espessura mínima de corte [μm]
k	Condutividade térmica [W/m.K]
k_c	Pressão específica de corte [N/mm^2]
L	Comprimento [mm]
R_e	Raio de aresta [μm]
r	Raio [mm]
t	Tempo [s]
T	Temperatura [°C ou K]
U	Energia específica de corte [N/mm^2]
v_c	Velocidade de corte [m/min]

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i> [Instituto Americano de Ferro e Aço]
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> [Sociedade Americana de Testes e Materiais]
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i> [Instituto Alemão de Normatização]
EDS	Espectroscopia de Energia Dispersiva
HSS	<i>High Speed Steel</i> [Aço rápido]

ISO	<i>International Organization for Standardization</i> [Organização Internacional para Padronização]
MEF	Método dos Elementos Finitos
MQF	Mínima Quantidade de Fluido
NBR	Norma Brasileira Regulamentadora
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i> [Deposição Física de Vapor]
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i> [Sociedade de Engenheiros Automotivos]

Letras gregas	Significado [unidade utilizada]
γ	Ângulo de saída da ferramenta [°]
ψ	Ângulo de contato [°]
α	Ângulo de folga da ferramenta [°]
ε	Deformação [mm/mm]
σ	Tensão mecânica [MPa]
μ	Coeficiente de atrito

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1. Considerações iniciais

A microusinagem é um termo que vem amplamente sendo empregado devido às novas tendências de miniaturização de componentes que tem surgido ao longo dos anos. Entretanto, não existe um consenso no que se refere à sua definição. Diversos autores o abordam em distintas perspectivas, de acordo com atributos particulares.

Ng et al. (2006) relacionam a microusinagem com a espessura de corte, que corresponde à espessura de material a ser removida, durante a usinagem. Segundo os autores, quando esta variável possui valores em torno de alguns nanômetros a poucos micrometros, tem-se a caracterização da usinagem em nano ou microescala. Já Aramcharoen et al. (2008), além da espessura de corte, consideram que a microusinagem é estabelecida a partir do tamanho da ferramenta, que é entre 1 e 1000 μm .

Outra característica considerada na definição desse processo se refere às dimensões e à precisão das peças. De acordo com Huo e Cheng (2013a), a microusinagem é usada para fabricar micropeças (dimensão de 1 a 1000 μm) ou fornecer micro características para macropeças com elevada precisão de forma e dimensional. Além disso, os autores destacam a mecânica envolvida no processo, que se torna diferente para o caso da microusinagem.

As distinções entre os mecanismos fundamentais dos processos da usinagem convencional e da microusinagem ocorrem devido às consideráveis reduções envolvidas neste último. Nele, os parâmetros como profundidade de corte, avanço e espessura de corte são reduzidos proporcionalmente, entretanto o tamanho do grão não sofre essa redução. Dessa forma, como pode ser observado na Fig. 1.1b, a espessura de corte, o tamanho do grão da peça e o raio de aresta da ferramenta possuem tamanhos comparáveis (CÂMARA et al., 2012). Diante disso, a formação do cavaco passa a ocorrer por meio do cisalhamento de um único ou poucos grãos, diferente da usinagem convencional, na qual a formação do cavaco abrange o cisalhamento de diversos grãos, conforme pode ser observado na

Fig. 1.1a. Além disso, como na microusinagem a espessura de corte é demasiadamente pequena, o cavaco tende a se formar na área do raio de aresta da microferramenta, experimentando um grande ângulo de saída negativo (Fig. 1.1b) (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005).

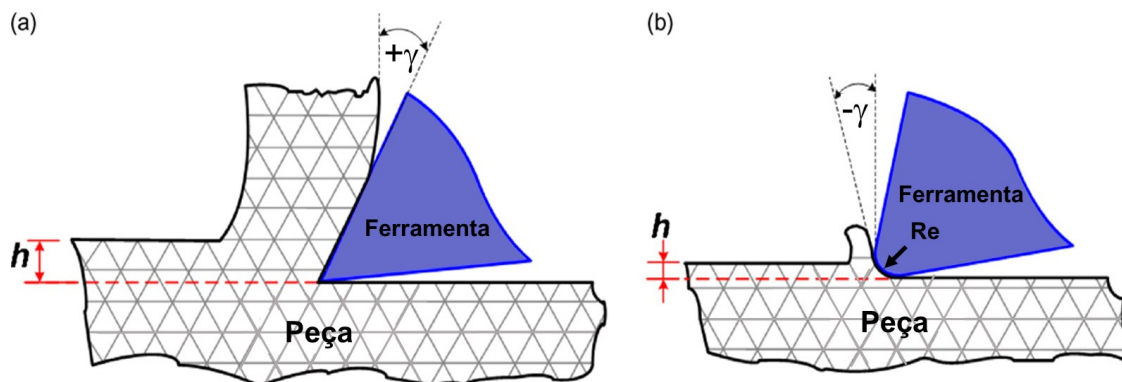


Figura 1.1 – Representação da aresta de corte na (a) usinagem convencional e na (b) microusinagem (Adaptado de MATIVENGA e ARAMCHAROEN, 2009)

Diversos trabalhos têm sido desenvolvidos para analisar e observar fenômenos ocorridos durante a microusinagem dos diferentes materiais, como por exemplo, os metais e suas ligas, compósitos, polímeros, cerâmicas e alguns aços inoxidáveis. Dentre os materiais que têm sido empregados e estudados neste processo, destaca-se a liga de titânio Ti-6Al-4V, devido às suas boas propriedades mecânicas, resistência à corrosão e, principalmente, à sua biocompatibilidade, tendo em vista que o estudo do emprego do processo de microusinagem tem sido bastante evidenciado em componentes da área da saúde, de forma a desenvolver itens cada vez menores e que tragam menos incômodos ao paciente.

Dessa forma, cabe destacar a importância do estudo destes materiais, bem como dos fenômenos que ocorrem quando estes são sujeitos à microusinagem, pois o desenvolvimento de microcomponentes a partir destes pode proporcionar grandes benefícios para diversos setores e, em especial, para área da saúde.

São muitos os fenômenos decorrentes do processo de microusinagem que necessitam de análises, destacando-se o desgaste e mecanismos de desgaste das ferramentas, a formação de rebarbas e de cavaco, a qualidade da superfície usinada e a temperatura de usinagem.

Cabe ressaltar a importância da análise da temperatura do processo, pois ela está diretamente relacionada aos mecanismos de desgaste e, conseqüentemente, à vida da ferramenta. Na microusinagem, a vida da ferramenta é relativamente menor que na

usinagem convencional. Dessa forma, é importante entender sobre a distribuição da temperatura neste processo para que se possa encontrar formas de amenizar sua influência sobre a aceleração dos mecanismos de desgaste.

O estudo da temperatura na microusinagem é bastante complexo, tendo em vista as pequenas dimensões envolvidas neste. Assim, na literatura, encontram-se poucos trabalhos que abordam este tema, sendo seu estudo ainda incipiente e desafiador. Além disso, a maioria dos trabalhos em que a temperatura na microusinagem é analisada se restringem à análise por simulação numérica.

Diante o exposto, o presente trabalho foi desenvolvido com o principal objetivo de investigar experimentalmente o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V por meio da:

- medição da temperatura da peça durante a usinagem;
- análise do desgaste e mecanismos de desgaste envolvidos no processo;
- observação e medição das rebarbas;
- análise das características dos cavacos gerados; e
- verificação da qualidade da superfície usinada.

Ressalta-se que a simulação do processo também foi realizada com o objetivo principal de obter informações complementares sobre a distribuição de temperatura durante o microfresamento da liga analisada. Além disso, tendo em vista a importância que o avanço empregado exerce sobre o processo, uma análise sobre a influência do valor deste parâmetro na qualidade dos canais gerados foi feita.

1.2. Estruturação do trabalho

Este trabalho está estruturado em cinco capítulos, incluindo o texto introdutório (Capítulo I), que aborda a principal temática e objetivos da tese. Além destes capítulos, há a seção de Referências.

O Capítulo II é constituído da revisão da literatura sobre o tema de pesquisa, no qual foram expostos conceitos e mostrados resultados de diversos trabalhos, abordando o efeito escala, a espessura mínima de corte, características do titânio e da liga Ti-6Al-4V, temperatura de usinagem, desgaste de ferramenta, rugosidade e qualidade superficial, formação de rebarbas e de cavacos. O desenvolvimento desta seção forneceu uma base para execução dos experimentos e discussão dos resultados.

No Capítulo III, é apresentada a metodologia, abordando as etapas de execução deste trabalho. Também, são descritos e mostrados os equipamentos utilizados na realização dos ensaios e nas medições, bem como as ferramentas de corte.

No Capítulo IV, os resultados experimentais são expostos e a discussão destes é realizada. Além disso, os resultados obtidos para a temperatura na simulação numérica são mostrados.

No Capítulo V, são apresentadas as conclusões da tese e sugeridas propostas de trabalhos futuros.

Por último, no capítulo de Referências Bibliográficas, os trabalhos citados nesta tese são listados.

CAPÍTULO II

REVISÃO DA LITERATURA

Este capítulo apresenta uma breve revisão da literatura, em que são explorados os principais conceitos inerentes aos temas abordados na tese. Ressalta-se que a abordagem nessa seção teve enfoque no processo de microusinagem.

2.1. Efeito Escala

As diferenças existentes entre a usinagem convencional e a microusinagem são devidas ao efeito escala, ou seja, ao fato de que nem todas as reduções feitas no processo ocorrem de maneira proporcional, fazendo com que algumas características desprezíveis na usinagem convencional tenham grande relevância na microusinagem e tornando os mecanismos envolvidos no microcorte diferentes.

Uma variável do processo de usinagem que é responsável por uma importante diferença entre os processos na escala micro e macro, é a energia específica de corte, que pode ser definida, segundo Boothroyd e Knight (2006), como a energia consumida por unidade de volume de material removido. Ela é dada pela razão entre a potência específica de corte e a taxa de remoção de material, conforme exposto na Eq. 2.1.

$$U = \frac{F_c \cdot V_c}{h \cdot b \cdot V_c} = \frac{F_c}{h \cdot b} \quad 2.1$$

Em que U representa a energia específica de corte, F_c a força de corte, V_c a velocidade de corte, h a espessura de corte e b a largura de corte.

Essa variável está diretamente relacionada ao efeito escala que é caracterizado, principalmente, pelo aumento não linear da energia específica de corte com a redução do volume de material a ser removido, ou seja, pelo grande aumento da tensão do fluxo de cisalhamento no material da peça com a redução do tamanho da zona de corte (SIMONEAU; NG; ELBESTAWI, 2006; LIU; MELKOTE, 2007). Acredita-se que esse aumento ocorre

porque, quando o volume de material a ser removido é reduzido, a probabilidade de encontrar um defeito redutor de tensão presente nele (contornos de grão, lacunas, átomos de soluto, etc.) também diminui (SHAW; JACKSON, 2006).

No gráfico da Fig. 2.1, a caracterização do efeito escala pode ser observada. Nota-se que quanto menor é o valor do avanço, correspondente à espessura de corte no fresamento, maior é a pressão específica de corte (ou energia específica de corte) (LAI et al., 2008). Demais pesquisadores realizaram essa análise como, por exemplo, Filiz et al. (2007), que avaliaram o microfresamento no cobre 101 livre de oxigênio, e encontraram essa mesma relação.

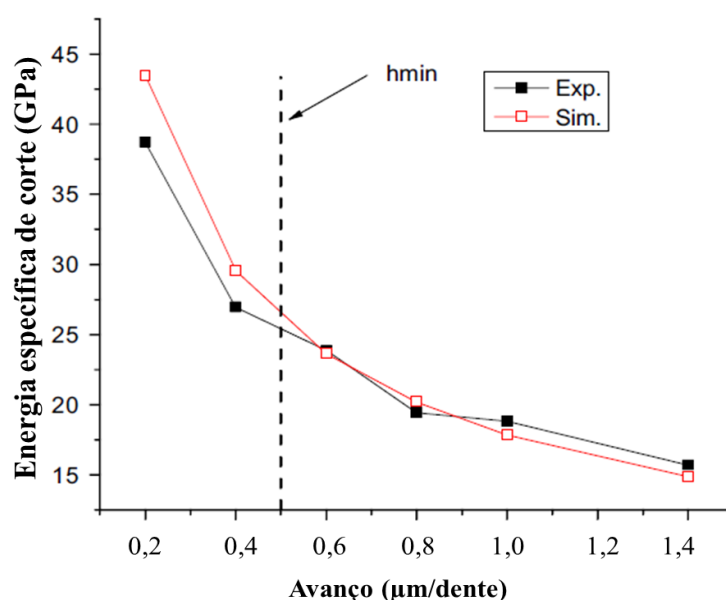


Figura 2.1 – Caracterização do efeito escala (Adaptado de LAI et al., 2008)

De acordo com Oliveira et al. (2015), o efeito escala pode ocorrer tanto no macro, quanto no microfresamento. Entretanto, ele não é significativo na macrousinagem, porque os valores empregados para o avanço são grandes se comparados ao raio de aresta, sendo a relação entre eles maior que a unidade. Já no processo de microusinagem, o efeito escala pode ser significativo, pois os avanços utilizados possuem valores pequenos, para atender aos requisitos de acabamento da peça e evitar quebra da ferramenta, podendo a relação entre o avanço e raio de aresta ser menor que a unidade.

Liu e Melkote (2007) destacam que o raio de aresta afeta o processo de deformação do material, contribuindo para o efeito escala de duas principais formas. A primeira se refere à mudança do padrão do fluxo de material em torno da ponta da ferramenta, expandindo a zona de cisalhamento, e a segunda trata-se da maior dissipação de energia devido ao

aumento do comprimento de contato ferramenta-cavaco, a valores menores de espessura de corte.

Para Mian, Driver e Mativenga (2011), não há um consenso a respeito dos fatores mais influentes na ocorrência do efeito escala. Para tanto, realizaram ensaios de microfresamento na liga de níquel Inconel 718, utilizando microfresas de metal duro de 500 μm de diâmetro, de forma a avaliar as variáveis envolvidas no processo de corte que exercem influência sobre este efeito. Os resultados mostraram que, além da espessura de corte, a velocidade empregada também é um fator de controle dominante que interfere no efeito escala ou nos mecanismos do processo. Além disso, foi constatado que a energia específica, a espessura da raiz da rebarba e a rugosidade superficial podem ser medidas relevantes do efeito escala na microusinagem (MIAN; DRIVER e MATIVENGA, 2011).

2.2. Espessura mínima de corte

Conforme exposto, a espessura de corte exerce grande influência no processo de microfresamento, pois esta é da ordem de grandeza do raio de aresta da ferramenta. Sendo assim, existe uma espessura mínima de corte para que haja remoção de material, ou seja, a espessura de corte deve atingir um valor crítico, caso contrário, ocorrerá apenas o *ploughing* (sulcamento), no qual o material somente deformará plasticamente ou elasticamente sem que haja formação de cavaco. Segundo Ramos et al. (2012), o sulcamento influencia de forma negativa o processo de formação de cavacos, a rugosidade da superfície obtida, a formação de rebarba e a tensão residual, sendo então, de grande importância a determinação da espessura de corte adequada.

Para melhor compreensão sobre a espessura mínima de corte, tem-se a Fig. 2.2. Ao observá-la, nota-se que quando a espessura de corte (h) é menor que a espessura mínima de corte (h_m), o material da peça apenas deformará, elasticamente, sem que haja remoção de material (Fig. 2.2a). Quando a espessura de corte começa a aumentar e se aproxima do valor crítico, cavacos começam a ser formados, porém o material da peça ainda continua sofrendo deformação elástica (Fig. 2.2 b). Então, quando a espessura de corte ultrapassa o valor da espessura mínima de corte (Fig. 2.2c), a deformação elástica diminui expressivamente e quase toda a espessura de corte é removida na forma de cavaco (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

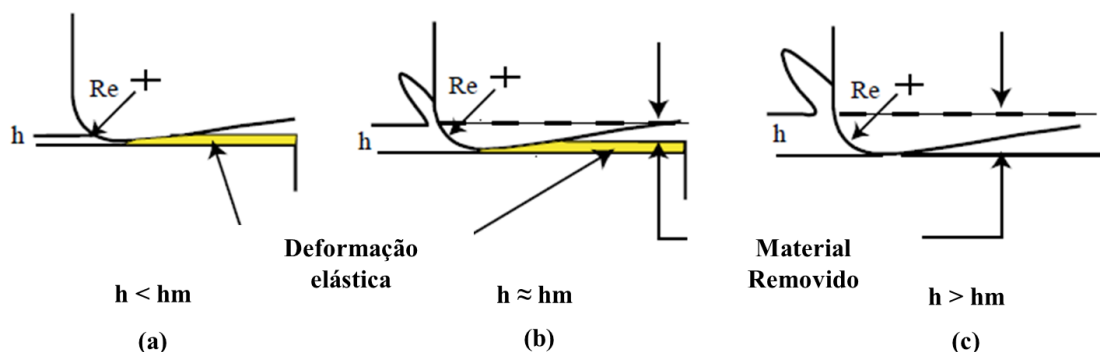


Figura 2.2 – Efeito da espessura mínima de corte na microusinagem (Re é o raio da aresta da ferramenta, h corresponde à espessura de corte e h_m à espessura mínima de corte) (Adaptado de CHAE, PARK e FREIHEIT, 2006)

Diante da importância de se estabelecer a espessura mínima de corte, alguns trabalhos têm sido desenvolvidos com o objetivo de determiná-la no processo de microusinagem. Lai et al. (2008) investigaram a formação de cavacos na escala micro por meio de simulações utilizando elementos finitos. Para tanto, consideraram a usinagem do cobre OFHC (isento de oxigênio e de alta condutividade), utilizando uma microfresa com raio de aresta de $2\ \mu\text{m}$. Foram simuladas três situações com espessuras de corte (h) diferentes: $0,1\ Re$ ($0,2\ \mu\text{m}$), $0,2\ Re$ ($0,4\ \mu\text{m}$), $0,3\ Re$ ($0,6\ \mu\text{m}$). Como pode ser observado na Fig. 2.3a e Fig. 2.3b, não houve formação de cavaco nas duas primeiras situações ($h = 0,2\ \mu\text{m}$) e $0,4\ \mu\text{m}$), enquanto que na terceira (Fig. 2.3c), cavacos foram formados. Dessa forma, os autores consideraram a espessura mínima de corte como sendo 25% do valor do raio de aresta da ferramenta com raio de $2\ \mu\text{m}$ no microfresamento do cobre OFHC.

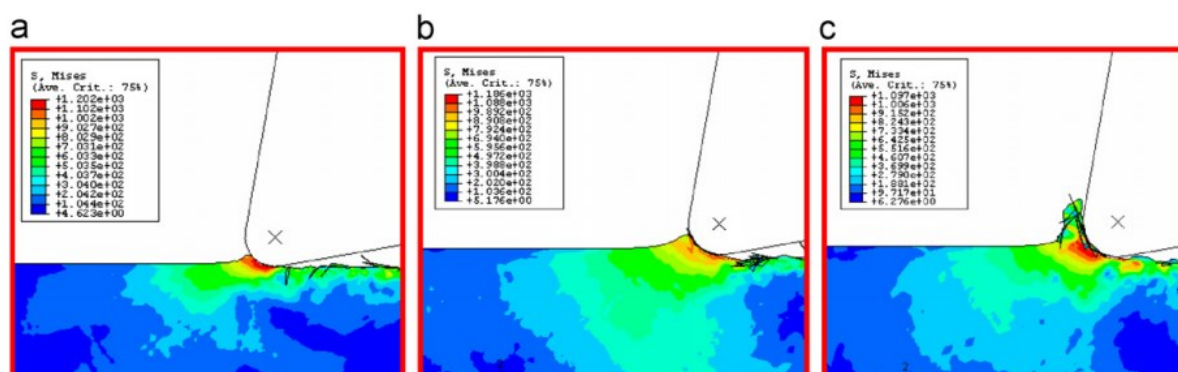


Figura 2.3 – Simulação da formação do cavaco no microfresamento do cobre OFHC, com três espessuras de corte diferentes: (a) $0,1\ Re$; (b) $0,2\ Re$; (c) $0,3\ Re$ (LAI et al., 2008)

Malekian et al. (2012) obtiveram valor para a espessura mínima de corte semelhante ao encontrado por Lai et al. (2008), ao investigarem a microusinagem do alumínio Al6061. Os resultados obtidos mostraram que cavacos começaram a se formar continuamente quando a espessura de corte ultrapassou 23 % do valor do raio de aresta.

Já Vogler, DeVor e Kapoor (2004) constataram, por meio de simulação, que para materiais multifásicos, a espessura mínima de corte varia em função da fase do material, tendo em vista que os resultados mostraram que ela apresentou valor maior para ferrita se comparado ao valor apresentado para perlita. A faixa de valor para espessura mínima de corte estimada para a perlita foi de 0,14 a 0,25 do raio de aresta e para a ferrita, de 0,29 a 0,43 do valor do raio de aresta. Dessa forma, os autores concluíram que a espessura mínima de corte é maior para materiais mais dúcteis.

Quanto à espessura mínima de corte no microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, Aslantas et al. (2016) constataram, ao empregarem uma ferramenta de 0,5 mm de diâmetro, que ela é cerca de 30 % do valor do raio da aresta de corte e varia pouco com diferentes tipos de revestimento.

Portanto, nota-se que, na microusinagem, diferente da usinagem convencional, na qual se considera a ferramenta perfeitamente afiada, o raio de aresta da ferramenta assume um papel de extrema importância, pois ele é da ordem de grandeza de alguns parâmetros de corte, como por exemplo, a espessura de corte. Dessa forma, é importante seu conhecimento para determinação do avanço a ser empregado.

2.3. Formação de cavacos

Ao atingir a espessura mínima de corte, os cavacos começam a ser formados, porém, devido às características do processo, eles são de pequenas dimensões, sendo sua análise experimental complexa. Segundo Alhadff et al., (2020), por causa do tamanho muito pequeno dos cavacos, geralmente menores que 200 μm de comprimento e largura, é muito difícil coletá-los e estudá-los. Dessa forma, estudos de cavacos gerados na microusinagem ainda são escassos.

A formação de cavacos é abordada em alguns trabalhos que tem como tema principal a análise do efeito escala e da espessura mínima de corte, como por exemplo, o estudo desenvolvido por Oliveira et al. (2015). No trabalho, os pesquisadores investigaram essa temática principal e abordaram o mecanismo de formação dos cavacos. Foi constatado no estudo que, durante o microfresamento, os cavacos se deformam de forma heterogênea, devido ao raio de aresta da ferramenta que gera uma área de seção transversal variável, ocasionando um gradiente de fluxo e formando cavacos helicoidais. Os cavacos tendem a

ser achatados devido às fraturas periódicas em sua extremidade mais fina. Essas deformações ocorrem em seções específicas destes, quando sua espessura atinge dimensões predefinidas, como o raio da aresta da ferramenta.

Os autores expuseram o mecanismo de formação do cavaco por meio do esquema ilustrado na Fig.2.4. O cavaco idealizado, formado por seis segmentos não deformados, é gerado por meio das frentes de cisalhamento (shear fronts). O processo periódico de planificação dos cavacos causa um padrão topográfico na superfície microfresada, composta por ondulações, microfissuras e fluxo lateral, na mesma frequência de segmentação dos cavacos.

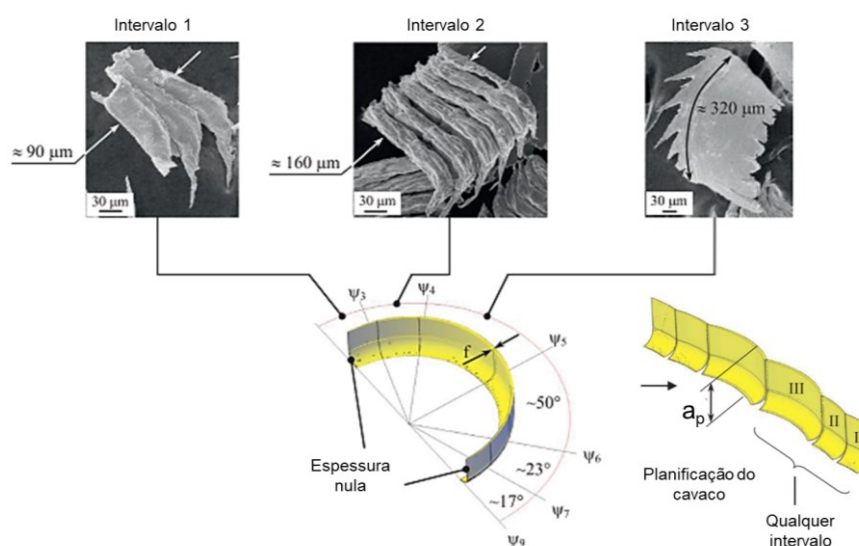


Figura 2.4 – Esquema ilustrando o mecanismo de formação de cavacos no microfresamento (Adaptado de OLIVEIRA et al., 2015)

Simoneau, Ng e Elbestawi (2006) desenvolveram um trabalho com o objetivo principal de analisar a formação de cavaco no aço AISI 1045. No estudo, foi constatado uma estrutura variável na morfologia deste. Os cavacos contínuos foram formados quando a espessura de corte foi maior ou igual ao tamanho médio do menor tipo de grão (ferrita). Com a redução da espessura de corte, houve uma transição para uma extrusão por cisalhamento (quasi-shear-extrusion). Isso indica que a transição do cavaco contínuo para o cavaco de extrusão por cisalhamento pode ser uma função da microestrutura do material. Assim, os autores constataram que a análise adequada do processo de formação de cavacos durante a microusinagem deve levar em consideração as contribuições individuais de diferentes grãos e estruturas que compõem a microestrutura do material.

Um estudo recente mostrou que, além dos cavacos contínuos, comumente identificados no processo de microusinagem, existe um outro tipo, que é denominado de cavaco esferoidal. Oliveira, Gomes e Silva (2019) identificaram esse cavaco ao microfresar a liga Inconel 718 e propuseram uma classificação para as diferentes formas apresentadas por ele, tendo em vista que não havia uma classificação desse tipo de cavaco para a microusinagem. Assim, baseado no estudo da literatura e resultados experimentais, foram denominados oito tipos de cavacos esferoidais, a saber: esfera de fadiga, esfera tipo camada, esfera de chapa fina, esfera tipo dendrítica, esfera parcialmente formada, *tadpole*, esfera derretida e esfera oca. Na Figura 2.5, pode-se observar um exemplo do cavaco esferoidal identificado pelos autores.

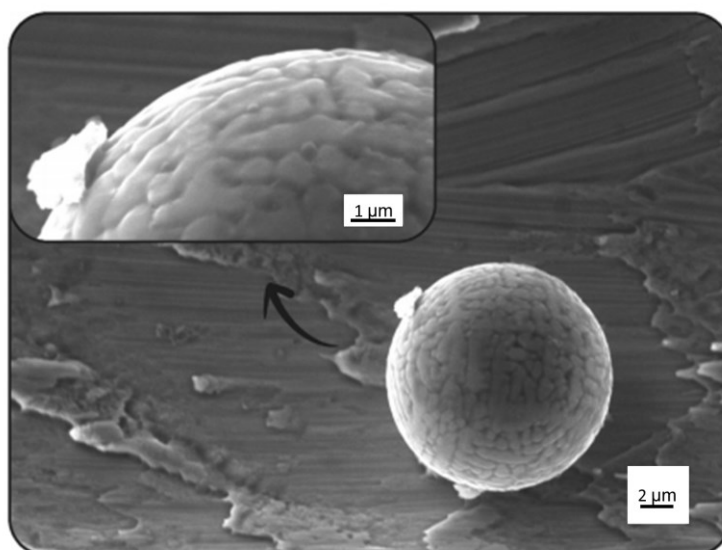


Figura 2.5 – Esfera dendrítica (OLIVEIRA; GOMES e SILVA, 2019)

De acordo com os pesquisadores, esse cavaco é formado devido às suas pequenas dimensões e à grande energia específica do processo, que leva a uma alta quantidade de energia (na forma de calor) para o cavaco, que por sua vez, entra em contato com o oxigênio atmosférico e, então, se inicia uma reação exotérmica que derrete o metal. Com uma alta taxa de resfriamento, a geometria esférica e microestrutura dendrítica são geradas.

2.4. Desgaste de microferramenta

Quando o processo de microusinagem ocorre, podendo haver a formação de cavacos ou somente o efeito do sulcamento, a ferramenta se desgasta, sendo que o desgaste sofrido por ela, conforme exposto por Alhade et al. (2019), ocorre de forma imprevisível e rápida.

Cabe destacar que o desgaste, sob o ponto de vista tribológico, se refere à destruição de uma ou ambas as superfícies que compõem um sistema tribológico, geralmente envolvendo perda progressiva de material (HUTCHINGS, 1992). De forma semelhante, quando se refere à usinagem, desgaste é considerado como perda gradual de material que ocasiona mudança na forma original da ferramenta, durante o corte (ISO 3685, 1993).

Muitos estudos já foram desenvolvidos com o objetivo de analisar o desgaste e a forma como ele ocorre em macroferramentas, entretanto, no processo de microusinagem, ainda há muito a ser explorado. Isso se deve, principalmente, pela elevada complexidade de verificar o desgaste em microferramentas, devido às suas pequenas dimensões. Cabe destacar que grande parte dos trabalhos envolvendo desgaste em ferramentas empregadas na microusinagem o fazem a partir da análise da mudança no seu diâmetro e/ou no seu raio de aresta.

Ucun, Aslantas e Bedir (2013) investigaram o efeito do tipo de material do revestimento sobre o desgaste ocorrido durante o microfresamento da liga de Inconel 718, por meio da medida da redução do diâmetro e da mudança no raio da aresta de corte. Para tanto, foi utilizada uma microferramenta de 768 μm de diâmetro e cinco diferentes tipos de revestimentos: TiAlN+AlCrN, DLC, AlTiN, TiAlN+WC/C e AlCrN. De acordo com os resultados obtidos, o desgaste ocorre, em geral, na forma de flanco que é causado pelo mecanismo de desgaste abrasivo. Foi observada também, formação de APC e a ocorrência de fraturas locais nas arestas de corte devido à fadiga. O revestimento proporcionou menor taxa de desgaste, bem como o uso do fluido de corte aumentou a vida da ferramenta. Dentre os revestimentos analisados, o DLC foi o que obteve melhor desempenho.

De forma semelhante a Ucun, Aslantas e Bedir (2013), diversos trabalhos que abordam o desgaste em microferramentas comparam o desempenho alcançado por diferentes tipos de revestimentos, como Biermanna, Steinera e Krebs (2013), que avaliaram o desgaste em cinco tipos de revestimentos (TiN, AlCrN, CrN, AlTiN e TiAlN) no microfresamento de um aço inoxidável austenítico. Neste estudo, foi observado que as microfresas revestidas com CrN e TiN mostraram desgaste mais severo, sendo que o revestimento de CrN fragmentou e a aresta de corte sofreu lascamento. Devido à fragmentação, o substrato da ferramenta ficou exposto à adesão de material da peça e à formação de APC, resultando em um cisalhamento permanente deste. O principal mecanismo de desgaste ao utilizar o revestimento de TiN foi lascamento na aresta de corte, que pode ser atribuído à adesão de material da peça. Os revestimentos de AlCrN e TiAlN exibiram bons resultados em termos de desgaste, não ocorrendo fragmentação nem lascamento.

Aslantas et al. (2016) também avaliaram o efeito de diferentes revestimentos no desgaste de ferramenta no microfresamento. O material usinado foi a liga de titânio Ti-6Al-4V e os revestimentos analisados foram: AlCrN, TiN e NCD (diamante nanocristalino). A análise foi feita por meio da redução do diâmetro da ferramenta e pela medição da área de desgaste sofrido na ponta desta. Como pode ser observado na Fig. 2.6a, em todas as ferramentas, houve uma elevada redução no diâmetro da microfresa logo no primeiro ensaio. Como a dureza do revestimento de TiN e AlCrN são maiores que a do carboneto de tungstênio (ferramenta sem revestimento), o desgaste delas foi menor. Entretanto, o revestimento NCD é o que apresenta maior dureza e sofreu elevado desgaste. Segundo os autores, isso se deve ao fato de que, a elevadas temperaturas, há uma deterioração da estrutura cristalina do revestimento de NCD que se transforma em grafite, o que leva a um desgaste mais acelerado. No que se refere ao comportamento do desgaste para a ponta da ferramenta (Fig. 2.6b), tem-se que é semelhante ao apresentado pela variação do diâmetro, mostrando que a redução dele e o desgaste da ponta da ferramenta estão associados. De forma geral, os resultados sugerem que o revestimento de NCD não é adequado para microusinagem da liga Ti-6Al-4V, ao passo que os revestimentos AlCrN e TiN apresentaram desempenho superior com relação à vida da ferramenta.

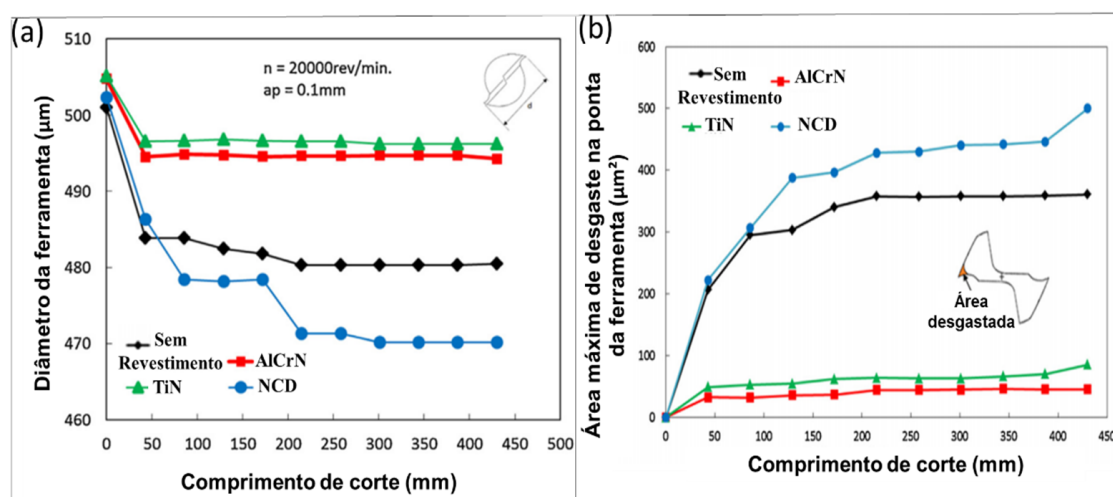


Figura 2.6 – Variação do desgaste em função do comprimento usinado, sendo (a) referente à redução do diâmetro e (b) ao desgaste de ponta (Adaptado de ASLANTAS et al., 2016)

Aramcharoen et al. (2008) obtiveram resultado parecido nos seus estudos, no qual também foi constatado que o revestimento de TiN teve o melhor desempenho entre todos os analisados, em termos de redução de desgaste de flanco, do lascamento e do aumento do raio de aresta, na microusinagem do aço para ferramenta H13. Além dessa constatação, foi observado que todos os revestimentos reduziram o lascamento na aresta de corte ao

comparar com as ferramentas sem revestimento. Além disso, a presença deles também desacelerou significativamente o aumento do raio de aresta em comparação com as ferramentas não revestidas.

Romanus et al. (2014) investigaram o desgaste ocorrido em microfresas de metal duro com três revestimentos diferentes (diamante microgranular, diamante nanogranular e uma fina camada endurecida de carbono) no microfresamento de cerâmica de óxido de zircônio sinterizada. A ferramenta revestida com a camada de carbono quebrou imediatamente após usinar 66 mm, ao passo que a revestida com diamante nanogranular usinou até 1980 mm e o revestimento de diamante microgranular mostrou um desempenho intermediário. Este último possui um tamanho de cristal maior e elevada rugosidade superficial. O diamante nanogranular possui cristal 100 vezes menor, assim, na quebra do cristal, apenas parte do revestimento será degradado. Dessa forma, tem-se que o revestimento de diamante nanogranular proporciona o melhor desempenho dentre os investigados no estudo, nas condições analisadas.

Já Berestovskyi e Hung (2013), ao comparar o desgaste ocorrido em ferramentas de metal duro sem revestimento com o apresentado pelas ferramentas revestidas com AlTiN, verificaram que houve significativa formação de aresta postiça de corte e ocorrência de desgaste abrasivo nas ferramentas sem revestimento (Fig. 2.7a, b), ao passo que, nas ferramentas revestidas, não ocorreu desgaste abrasivo, apenas lascamento ao longo da aresta de corte (Fig. 2.7c). Além disso, não houve formação expressiva de APC nestas ferramentas.

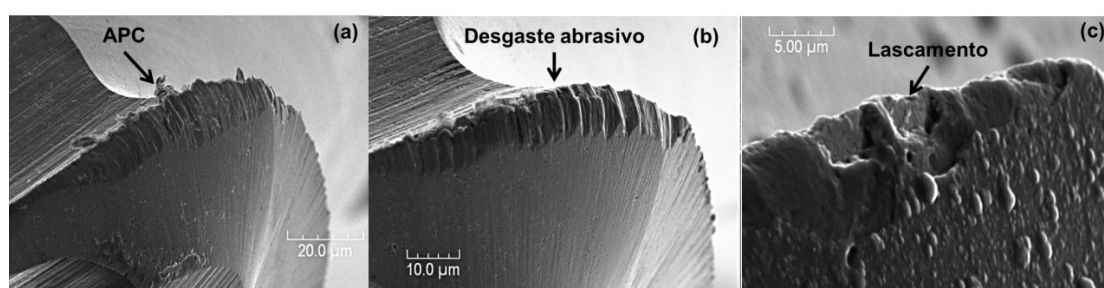


Figura 2.7 – (a) Indícios de formação de APC na ferramenta sem revestimento; (b) Evidência do desgaste abrasivo na ferramenta sem revestimento; (c) Lascamento ocorrido na ferramenta revestida (BERESTOVSKIY; HUNG, 2013)

Xu et al. (2016), durante o microfresamento da liga de alumínio 2024, constataram que a ferramenta revestida com Ti(C7N3) obteve melhor desempenho, quanto ao desgaste, que a ferramenta sem revestimento. Os autores observaram que os principais mecanismos de desgaste na ferramenta revestida foram a adesão, microlascamento e difusão.

Quanto à influência do fluido de corte no desgaste de microferramenta, Vazquez et al. (2015) verificaram, durante microfresamento da liga Ti-6Al-4V, que o método de mínima quantidade de fluido (MQF) na direção de avanço é mais eficiente do que a aplicação do fluido a jato. Ao aplicar o MQF, o diâmetro da ferramenta reduziu 1,6 %, já com o jato, a redução foi de 6,15 %.

No que se refere à influência da taxa de avanço no desgaste de ferramenta, Wang, Zou e Huang (2019) avaliaram os mecanismos de desgaste que ocorrem durante o microfresamento da liga Ti-6Al-4V, ao empregar 3 valores para este parâmetro, utilizando uma microfresa de metal duro revestida com Ti(C7N3). Foi constatado que, sob taxas de avanços diferentes, os mecanismos de desgaste dominantes mudam. Para o avanço menor (1 $\mu\text{m}/\text{dente}$), a adesão foi o principal mecanismo de desgaste. Já para os maiores avanços (2 e 3 $\mu\text{m}/\text{dente}$), o microlascamento foi dominante.

Dadgari, Huo e Swailes (2018) também avaliaram a influência do avanço no desgaste de ferramenta durante microfresamento da liga Ti-6Al-4V. Para tanto, empregaram fresas sem revestimento de 1 mm de diâmetro. Os resultados mostraram que o aumento do avanço contribui para a redução da vida da ferramenta. Os autores também avaliaram a influência da velocidade de corte no desgaste e verificaram que o aumento do valor desse parâmetro elevou a vida da ferramenta. Essas duas relações são mostradas nos gráficos da Fig. 2.8. Além dessas constatações, foi observado que o desgaste de flanco não uniforme é dominante na microusinagem dessa liga.

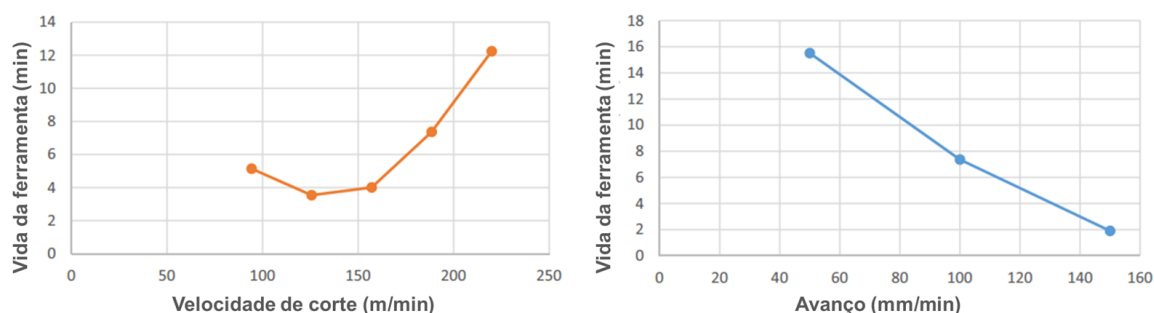


Figura 2.8 – Influência da velocidade de corte e avanço no tempo de vida da ferramenta (Adaptado de DADGARI, HUO e SWAILES, 2018)

O desgaste de microfresa durante a usinagem da liga Ti-6Al-4V também foi estudado por Vipindas e Mathew (2019). Os autores utilizaram uma microfresa revestida de TiAlN com 1 000 μm de diâmetro. Além disso, como demais autores supracitados, variaram o avanço, empregando uma menor (0,3 $\mu\text{m}/\text{dente}$) e outra maior (5 $\mu\text{m}/\text{dente}$) que o raio de aresta, que era de 3 a 3,5 μm . Constatou-se que o aumento do raio de aresta da ferramenta é um

dos modos de desgaste na microusinagem, pois afeta os mecanismos envolvidos no processo. Por exemplo, após usinagem de 600 mm com o avanço de 5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, o mecanismo de usinagem mudou de cisalhamento para sulcamento, devido ao aumento do raio de aresta da ferramenta. Os autores também definiram o critério de falha da ferramenta com base no desgaste de flanco, sendo este de 15 μm a 20 μm . Dessa forma, a vida útil da ferramenta ao empregar o avanço de 5 $\mu\text{m}/\text{dente}$ foi atingida com o comprimento de corte de 1 000 mm. Já com o avanço menor, o valor alcançado foi de 700 mm usinados.

2.5. Qualidade superficial na microusinagem

A qualidade superficial na microusinagem é analisada, principalmente, por meio da medição da rugosidade superficial da peça usinada, que, segundo ASM Handbook (2004), se refere às irregularidades de alta frequência sobre a superfície da peça, causada pela interação da microestrutura do material com o processo de corte da ferramenta. Conforme exposto por Whitehouse (1997), a rugosidade superficial é um parâmetro amplamente utilizado para monitoramento de máquinas-ferramentas.

Na microusinagem, essa variável está fortemente relacionada ao efeito escala, visto que, normalmente, menores espessuras de corte resultam em menores valores para rugosidade. Entretanto, estudos sobre o processo de microusinagem têm constatado que, a partir de um determinado valor, a redução da espessura de corte ocasiona aumento na rugosidade. Sendo assim, há um avanço ótimo que produz a menor rugosidade superficial e está relacionado à espessura mínima de corte (HUO e CHENG, 2013b).

O gráfico da Fig. 2.9 ilustra essa situação, no qual nota-se que o valor da rugosidade aumenta com a redução do avanço, quando este é menor que 0,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$. Para valores maiores que essa taxa, a rugosidade também aumenta. Sendo assim, é possível afirmar que 0,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$ é o valor crítico para o avanço, nas condições analisadas. Quando este parâmetro apresenta valores menores que 0,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, a razão f_z/Re , fica inferior a 0,4, não ocorrendo o processo de corte efetivo. Assim, essa região ($f_z \leq 0.5 \mu\text{m}/\text{dente}$) é uma zona dominada pelo sulcamento (ASLANTAS et al. 2016).

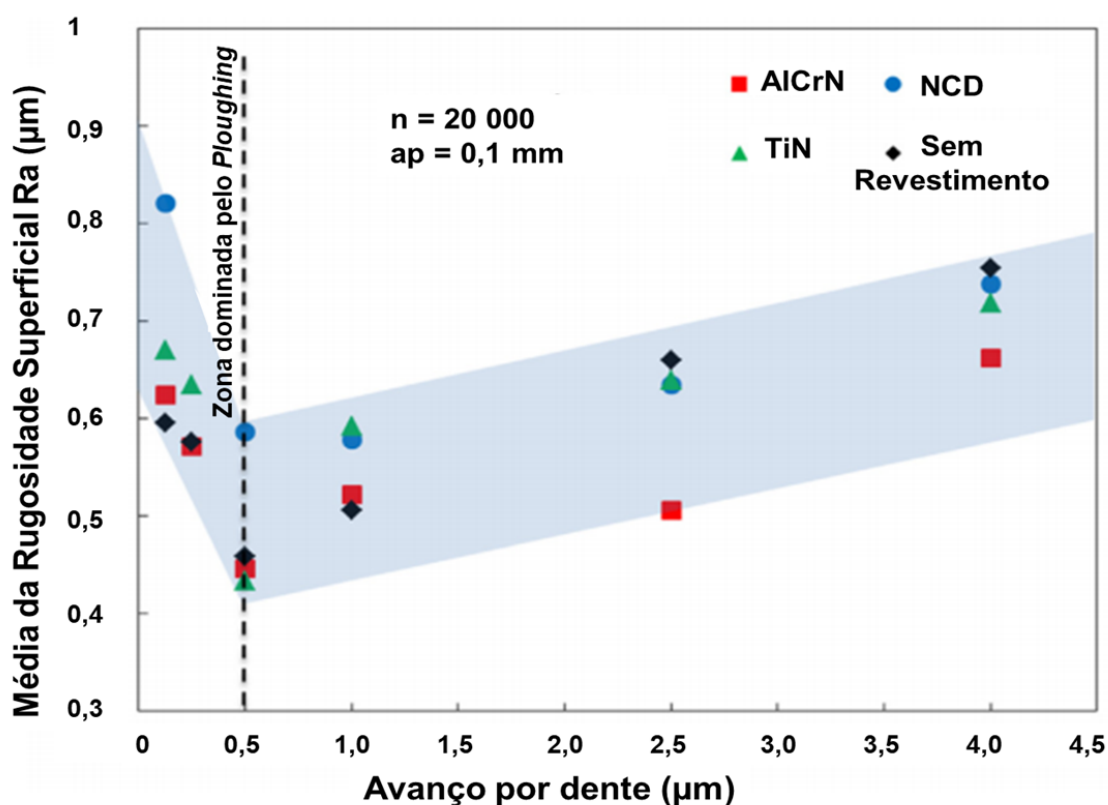


Figura 2.9 – Variação da rugosidade em função do avanço por dente na microusinagem da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de ASLANTAS et al., 2016)

Kiswanto, Zariatin e Ko (2014), além de avaliar o efeito do avanço, verificaram também a influência da velocidade de corte e tempo de usinagem na rugosidade superficial obtida no microfresamento de uma liga de alumínio 1100. As rotações analisadas foram: 35 000, 70 000 e 95 000 rpm. As velocidades de avanço empregadas de 0,05, 0,5 e 1 mm/s. Os tempos de usinagem avaliados foram de 15, 30 e 45 min. Os autores constataram que a rugosidade superficial aumenta com o tempo de usinagem e que, à mesma velocidade de corte, o avanço menor produz rugosidade menor. Foi observado também, que para o mesmo tempo de usinagem, ao utilizar o avanço maior, que fornece maior produtividade, a qualidade superficial não é degradada significativamente. Dessa forma, pode-se obter um aumento do comprimento usinado ao empregar um maior avanço (maior produtividade), sem que a qualidade superficial seja comprometida.

Com uma abordagem diferente, Wang et al. (2016) avaliaram o efeito da aresta postiça de corte na superfície gerada pelo processo de microfresamento do aço inoxidável 316L. Os resultados mostraram que, além da espessura de corte, a presença da APC é um fator determinante da qualidade superficial na microusinagem.

Quanto à influência do fluido de corte na qualidade superficial na microusinagem, Li e Chou (2010) verificaram o efeito do uso da mínima quantidade de fluido na rugosidade superficial obtida no microfresamento do aço SKD61. Foi observado que os valores para rugosidade Ra , ao utilizar MQF, não ultrapassam $0,2 \mu\text{m}$ e não sofreram grande variação ao se empregar diferentes avanços (Fig. 2.10a) e velocidades de corte (Fig. 2.10b). Já no corte a seco, a rugosidade aumenta com o comprimento usinado para todos os avanços e velocidades de corte, sendo que há um aumento abrupto quando o desgaste de flanco da ferramenta chega a $80 \mu\text{m}$.

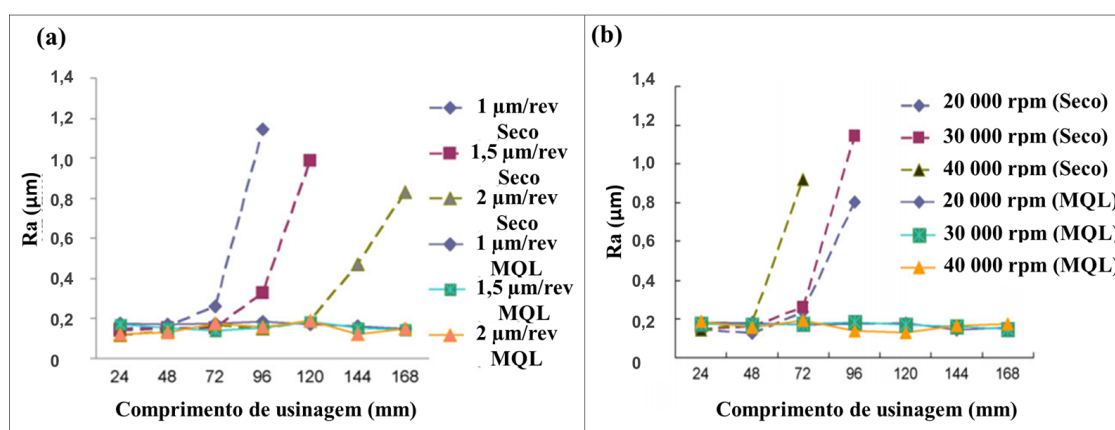


Figura 2.10 – Rugosidade superficial em função do comprimento usinado para diferentes (a) avanços e (b) velocidades de corte (Adaptado de LI e CHOU, 2010)

Além da medição da rugosidade, análises qualitativas da superfície dos canais também são feitas por alguns pesquisadores. Essas análises envolvem, geralmente, observações das imagens obtidas pelo MEV. Um dos trabalhos em que foi feita essa abordagem qualitativa foi desenvolvido por Ziberov et al. (2016), que investigaram o efeito do fluido de corte no microfresamento da liga Ti-6Al-4V, ao empregar uma microfresa sem revestimento de $152,4 \mu\text{m}$ de diâmetro. Cada canal usinado foi analisado a partir de imagens feitas pelo MEV. Na Figura 2.11, pode-se observar as imagens dos três primeiros canais obtidos com as condições de corte a seco e com fluido. Os autores constataram que, na usinagem com fluido de corte, aplicado pela técnica de MQF, as superfícies dos canais apresentaram apenas as marcas de avanço da ferramenta, sendo que elas se mostraram mais uniformes no início dos ensaios. Já na usinagem a seco, foi observado que haviam marcas da ferramenta, tanto no período ativo quanto inativo desta. Além disso, foram identificadas partículas aderidas no fundo do canal, concentradas nas suas extremidades. Segundo os pesquisadores, estas constituem partículas da aresta postiça de corte, que se desprenderam da aresta de corte da ferramenta e foram fixadas no fundo do canal.

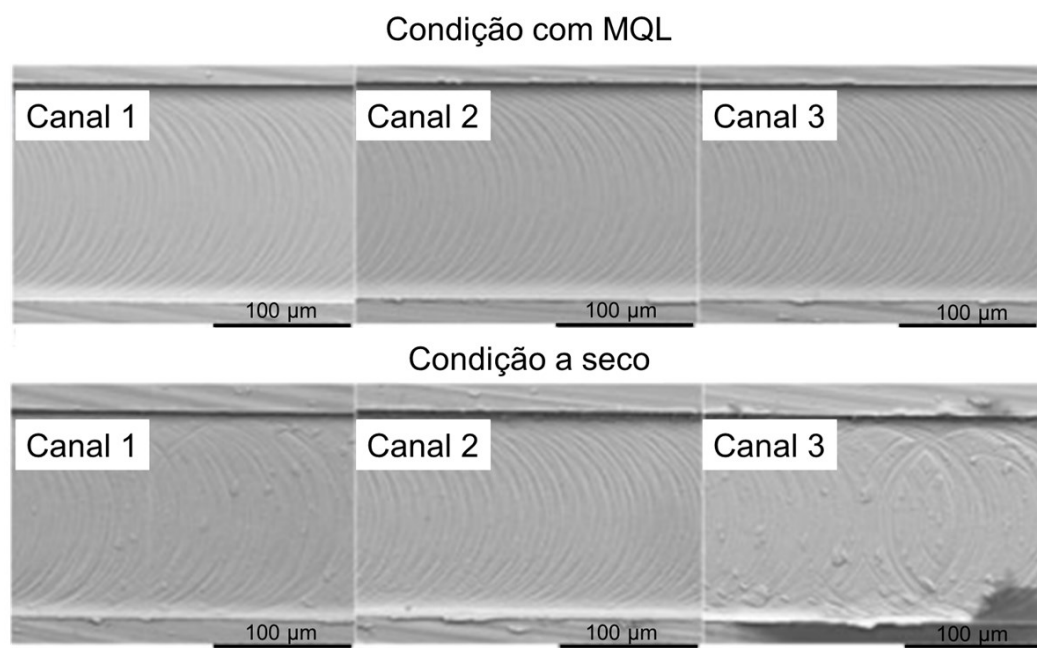


Figura 2.11 – Superfícies dos três primeiros canais gerados na condição de corte a seco e com aplicação de fluido popr MQF (ZIBEROV et al., 2016)

2.6. Formação de rebarbas na microusinagem

Além da análise da qualidade superficial dos canais, é de grande importância verificar as rebarbas que foram formadas durante a usinagem. Entende-se por rebarbas, as projeções indesejadas de material na aresta de um componente usinado devido à deformação plástica, que podem afetar as tolerâncias dimensionais, causar distorções e reduzir a eficiência e vida de um componente (AVILA; CHOI; DORNFELD, 2004). Quando presentes diminuem a precisão das peças produzidas, ocasionando diversos problemas de montagem. Além disso, o processo de rebarbação pode ser complexo e afetar os custos de produção. Na microusinagem, devido às pequenas dimensões envolvidas nela, o tamanho das rebarbas também é reduzido e a rebarbação se torna ainda mais difícil (CHOI et al. 2004). Diante destes fatores, ressalta-se a importância de minimizar as rebarbas formadas nesse processo.

No que se refere às localizações que as rebarbas são formadas em um microcanal fresado, Lee e Dornfeld (2002) destacam, a partir da classificação mostrada na Fig. 2.12, que apenas cinco tipos de rebarba são relevantes na análise da influência dos parâmetros de corte na sua formação, a saber: rebarba de entrada lateral concordante, rebarba de topo concordante e discordante, rebarba de saída na parte inferior do microcanal e rebarba de

saída lateral discordante. Essa afirmação foi feita pelos pesquisadores porque, ao estudarem a formação de rebarba no alumínio 6061-T6 e cobre 110 em função de variáveis de usinagem, constataram que a rebarba de entrada lateral discordante, a rebarba de saída lateral concordante e a rebarba de entrada na parte inferior do microcanal são mínimas. Constatação semelhante foi feita por Santos (2016), que verificou que, no microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205, as rebarbas de entrada e saída na parte inferior do canal, as rebarbas de entrada lateral discordante e rebarba de saída lateral concordante foram mínimas, justificando a análise apenas dos demais tipos de rebarbas.

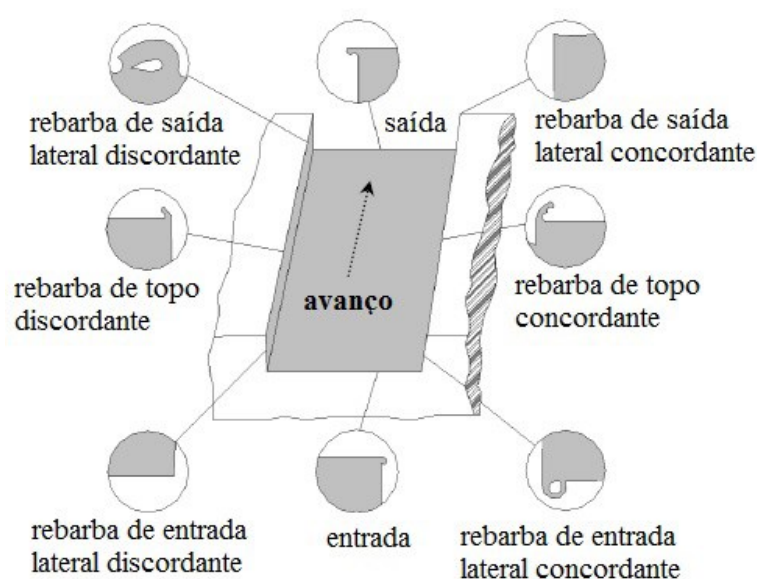


Figura 2.12 – Vista esquemática da forma e localização da rebarba no canal fresado (Adaptado de LEE e DORNFELD, 2002)

Dentre as rebarbas localizadas no microcanal, as de topo são as mais estudadas por pesquisadores da área, pois elas, geralmente, são muito maiores que as demais, se apresentando de forma mais evidente. Essas rebarbas de topo são formadas em diversos formatos diferentes. Para Chern et al. (2007), elas podem ser classificadas em basicamente quatro tipos: rebarba primária, rebarba em forma de agulha, rebarba tipo pena e rebarba menor. Na Figura 2.13, é possível observar cada um desses tipos de rebarba identificado pelos autores.

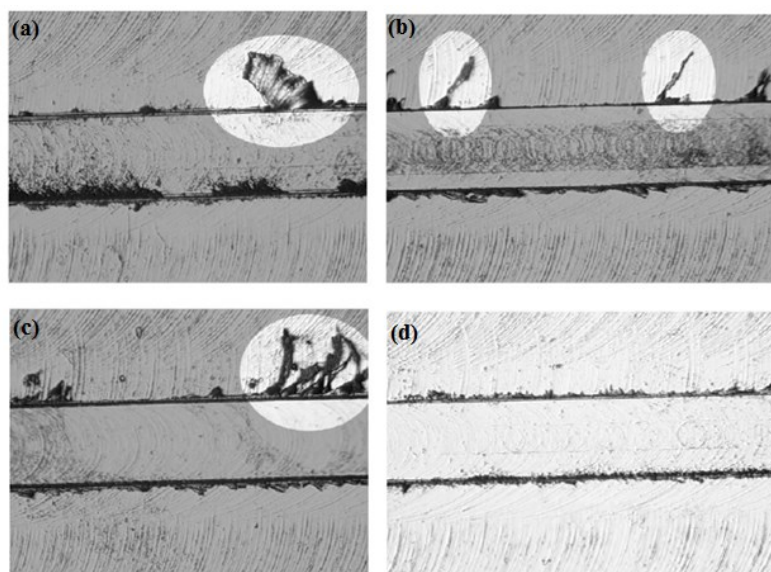


Figura 2.13 – Tipos de rebarbas de topo na microusinagem: (a) rebarba primária; (b) rebarba em forma de agulha; (c) rebarba tipo pena; (d) rebarba menor (CHERN et al., 2007)

A formação da rebarba primária pode ser compreendida a partir da Fig. 2.14. Quando a microferramenta para de produzir cavaco, o atrito torna-se predominante. O material à frente da ferramenta é pressionado e deformado plasticamente (Fig. 2.14a). Em seguida, ele é fraturado próximo ao meio (Fig. 2.14b) e a rebarba primária é formada (Fig. 2.14c) com a largura aproximada da metade do diâmetro da ferramenta (Fig. 2.14d). Se a fratura ocorre na rebarba primária, a rebarba tipo pena ou rebarba em forma de agulha é formada. A rebarba menor se dá quando a penetração de trabalho e o avanço são muito pequenos (CHERN et al., 2007).

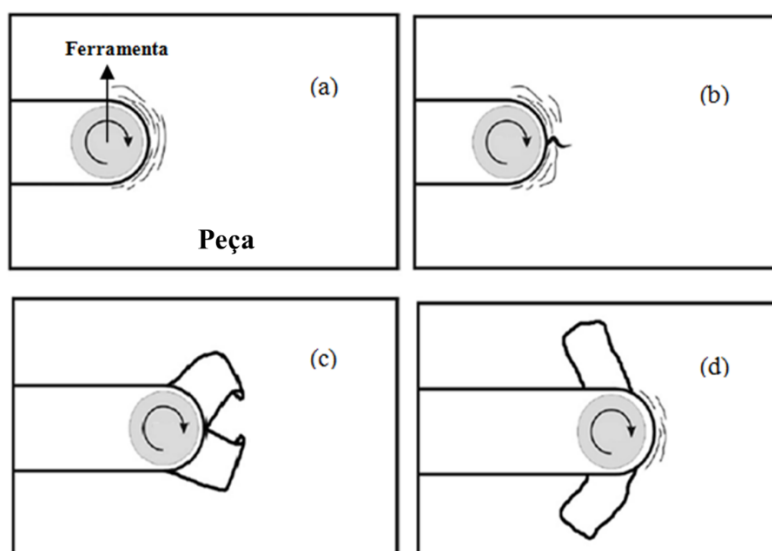


Figura 2.14 – Processo de formação da rebarba primária (Adaptado de CHERN et al., 2007)

Apesar dessa classificação englobar a maioria das rebarbas de topo apresentadas nos canais microfresados, na literatura, ainda há formação de tipos que não se enquadram em nenhum desses quatro expostos. Sendo assim, ainda há muitos estudos sobre a formação de rebarbas para diferentes materiais e condições de corte para serem realizados e, a partir dos resultados, uma classificação mais abrangente poderá ser feita.

Diante dos problemas causados pela presença de rebarbas em microcomponentes (falta de exatidão dimensional, dificuldade de montagem de componentes, custos envolvidos com rebarbação, etc.) formas ou condições de corte que as minimizem devem ser investigadas. Diante disso, pesquisadores têm desenvolvido trabalhos com o objetivo de verificar a influência dos parâmetros de corte na formação de rebarba durante o processo de microusinagem.

Nesse sentido, Biermann e Steiner (2012) analisaram a formação de rebarba no microfresamento de um aço inoxidável austenítico X5CrNi18-10 e verificaram a relação da escolha de parâmetros de corte no tamanho da rebarba gerada. Eles observaram que a altura da rebarba de topo aumenta com a velocidade de corte. Comportamento semelhante foi observado para o avanço, tendo em vista que seu aumento provocou elevação na altura da rebarba. Dentre as diferentes condições de lubri-refrigeração analisadas, a mínima quantidade de fluido foi a que produziu resultados menos aceitáveis, principalmente ao se empregar altas velocidades de corte e avanço. Isso ocorre, segundo autores, por causa das elevadas rotações empregadas, que faz com que a quantidade de lubrificante aplicada na zona de corte pela técnica de MQF não seja suficiente para reduzir o atrito entre a ferramenta e a peça de trabalho. No que se refere à influência da geometria da ferramenta, tem-se que ferramentas afiadas com ângulo de saída positivo e grande ângulo de hélice são benéficas para a redução da altura da rebarba de topo.

Já Silva e Silva (2019) avaliaram a formação de rebarbas formadas no aço inoxidável duplex UNS S32205, utilizando microfresas revestidas com AlCrN, com diâmetros distintos (200 μm e 400 μm). Os pesquisadores realizaram ensaios a seco e com fluido de corte aplicado pela técnica de MQF. Os resultados mostraram que o uso do fluido de corte reduziu a formação das rebarbas e que, em todos os ensaios, as rebarbas no lado concordante foram maiores que no lado discordante do canal. Além disso, constatou-se que as rebarbas geradas com a ferramenta maior foram menores que as apresentadas nos canais microfresados com a ferramenta de menor diâmetro.

Tendo em vista as dificuldades do processo de rebarbação em microcomponentes, Kou et al. (2015) desenvolveram uma metodologia para prevenção de formação de rebarbas no microfresamento. Para tanto, os autores propõem a utilização, sobre a superfície da peça,

de um suporte que forneça força auxiliar e aumente a rigidez da sua aresta, impedindo que as deformações plásticas aumentem na sua borda. Assim, quando a ferramenta desliza sobre a aresta da peça, a zona de cisalhamento primário e as zonas plástica e elástica são estendidas ao material de suporte, onde as rebarbas serão geradas. Ao fim do processo, o suporte é retirado e a peça de trabalho fica sem rebarbas. Na Figura 2.15, pode-se observar o esquema ilustrando o mecanismo proposto pelos autores.

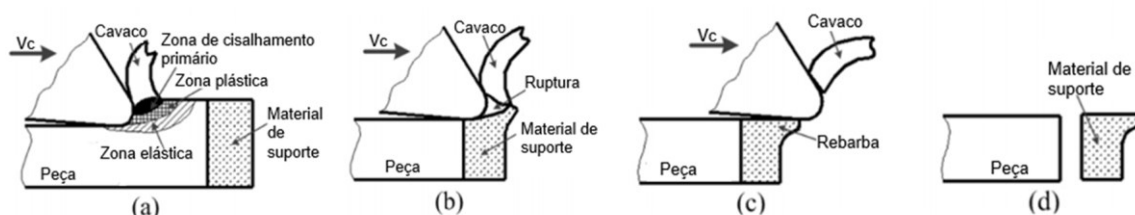


Figura 2.15 – Mecanismo de controle de rebarbas no microfresamento: (a) Extensão dos limites da peça com o material de suporte; (b) Crescimento da trinca no material de suporte; (c) Formação de rebarbas no suporte; (d) Separação do suporte e peça (Adaptado de KOU et al., 2015)

Para realização desse método, os autores salientam que é importante o material do suporte apresentar rigidez e resistência para fornecer força auxiliar suficiente à peça, resistência coesiva com a peça de trabalho para evitar a ruptura do suporte e facilidade na deposição e remoção da superfície da peça. Além disso, não pode afetar as propriedades físicas e químicas da peça e deve ser de baixo custo.

Com a definição da metodologia, ensaios foram conduzidos pelos pesquisadores. Para tanto, como material de apoio, selecionaram o adesivo instantâneo, que foi revestido na peça de trabalho (Bronze berílio (QBe1.7)), de maneira uniforme. Nos ensaios realizados, a espessura do revestimento atingiu 40 μm . Como a dureza do adesivo instantâneo é muito menor do que o material da peça, que tem pouco efeito na vida da ferramenta, a espessura do revestimento pode ser ignorada no processo de corte. Após microusinagem, a peça foi colocada em água quente (80°C) por 10 min. Assim, o adesivo instantâneo pode ser retirado facilmente da superfície da peça, conforme pode ser observado na Fig. 2.16 (KOU et al., 2015).

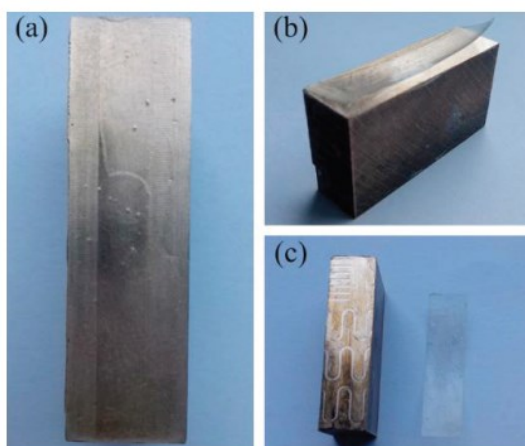


Figura 2.16 – (a) Superfície da peça revestida com o adesivo instantâneo; (b) peça após imersão na água aquecida; (c) suporte separado da peça (KOU et al., 2015)

Os resultados obtidos pelos autores podem ser observados na Fig. 2.17. Nota-se que sem o emprego do material de suporte, foram formadas grandes rebarbas de topo (Fig. 2.17a). Com a utilização da metodologia proposta, observa-se que não houve formação significativa de rebarbas (Fig. 2.17c) e foi constatado, por meio de EDS, que não houve contaminação da peça. Portanto, foi comprovada a eficácia da metodologia desenvolvida para prevenção de rebarbas no caso analisado (KOU et al., 2015).

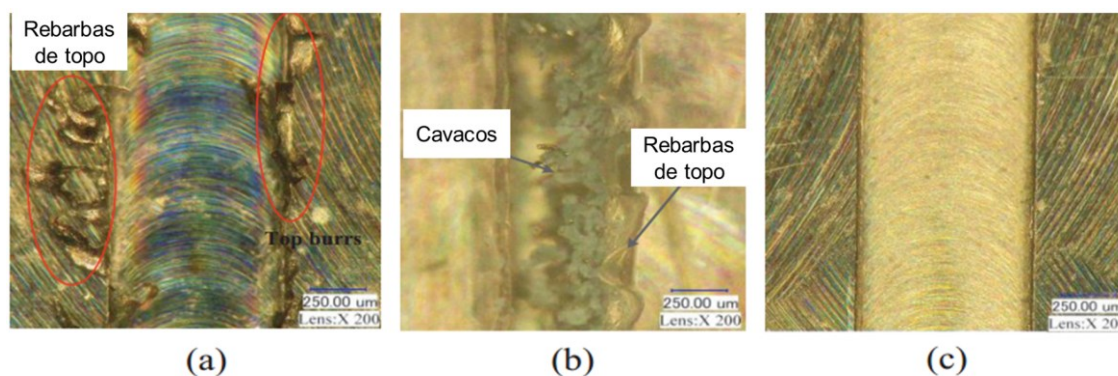


Figura 2.17 – (a) Rebarba formada sem o material de suporte; (b) rebarba com material de suporte fixado na peça; (c) rebarba após retirada do material de suporte (Adaptado de KOU et al., 2015)

2.7. Temperatura na microusinagem

Durante a formação de cavaco e das indesejáveis rebarbas, energia é consumida pelo processo de microusinagem. Sabe-se, da macrousinagem, que a maior parte da energia consumida é convertida em calor próximo à aresta de corte da ferramenta, tendo como

consequência a ocorrência de diversos problemas econômicos e técnicos durante o processo. Tal fato justifica a relevância da compreensão dos fatores que influenciam a geração de calor e a forma com que as temperaturas são distribuídas na ferramenta e na peça, próximo à aresta cortante. Entretanto, a determinação das temperaturas e a sua distribuição nessa região é de grande complexidade técnica e os progressos alcançados pelas pesquisas têm sido lentos (TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO et al., 2011).

Diante deste contexto, diferentes métodos experimentais têm sido desenvolvidos para medir a temperatura e seus gradientes próximo à aresta de corte, sendo o “termopar ferramenta-peça” o mais amplamente utilizado. Neste método, tendo em vista que a interface entre a ferramenta e o cavaco, ou entre a ferramenta e a peça, é bastante íntima e os materiais são, em geral, muito diferentes em suas propriedades, ela (a interface) pode ser tratada como uma junta de teste ou junta quente. Assim, a força eletromotriz gerada na junção entre a peça e a ferramenta é tomada como uma medida das temperaturas nessa região. É importante, nesse método, que o sistema seja calibrado para fornecer valores de temperatura em função da tensão elétrica (TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO et al., 2011; BOOTHROYD; KNIGHT, 2006).

Boothroyd e Knight (2006) também destacam a medição direta com termopares. Com esse método, temperaturas em pontos selecionados da peça podem ser medidas. Além disso, furos podem ser feitos na ferramenta, próximo à aresta de corte para inserção dos termopares para medição de temperatura em posições específicas.

Existem, também, técnicas bem difundidas que são utilizadas para estimar a temperatura na região de formação de cavacos, destacando-se o Método dos Elementos Finitos. Uma das duas formas possíveis de se empregar este método é utilizando os modelos inversos, nos quais se estima a potência da fonte de calor segundo alguns critérios prévios. Já a outra maneira constitui em utilizar como variáveis de entrada a ferramenta, o material da peça, as condições de corte, as propriedades físicas, o comportamento mecânico dos materiais e a configuração geométrica da operação de corte (MACHADO et al., 2011). Estes métodos auxiliam na obtenção de informações sobre distribuição de temperatura em regiões onde a medição experimental é mais difícil.

Cabe destacar que, na microusinagem, a complexidade apresentada pela determinação das temperaturas e a sua distribuição próxima à aresta de corte torna-se ainda maior devido às pequenas dimensões envolvidas neste processo. Diante disso, as pesquisas abordando este estudo na microusinagem ainda são incipientes, encontrando-se poucos trabalhos na literatura tratando deste tema. Além disso, tendo em vista a grande dificuldade de se medir temperatura durante o processo de microusinagem, grande parte das pesquisas

que abordam este tema, o fazem através de simulações, não sendo realizados trabalhos experimentais.

Uma das primeiras pesquisas que envolve temperatura na microusinagem foi desenvolvida por Dhanorker e Özel (2008), na qual foram realizadas simulações, utilizando o modelo de elementos finitos 2D para uma ferramenta de metal duro com 635 μm de diâmetro e raio de aresta de 3 μm . Os materiais dos corpos de prova considerados foram o alumínio Al2024-T6 e o aço AISI 4340. A distribuição da temperatura prevista é mostrada na Fig. 2.18. A máxima temperatura na zona de corte durante a microusinagem do alumínio Al2024-T6 foi de, aproximadamente 60 °C, ao passo que, durante a microusinagem do aço AISI 4340, foi em torno de 150 °C, para as mesmas condições de corte. Ao comparar essas temperaturas previstas com as temperaturas obtidas na usinagem convencional, nota-se que elas apresentam valores bem menores, isso se deve à pequena espessura de corte envolvida no processo de microusinagem (DHANORKER e ÖZEL, 2008).

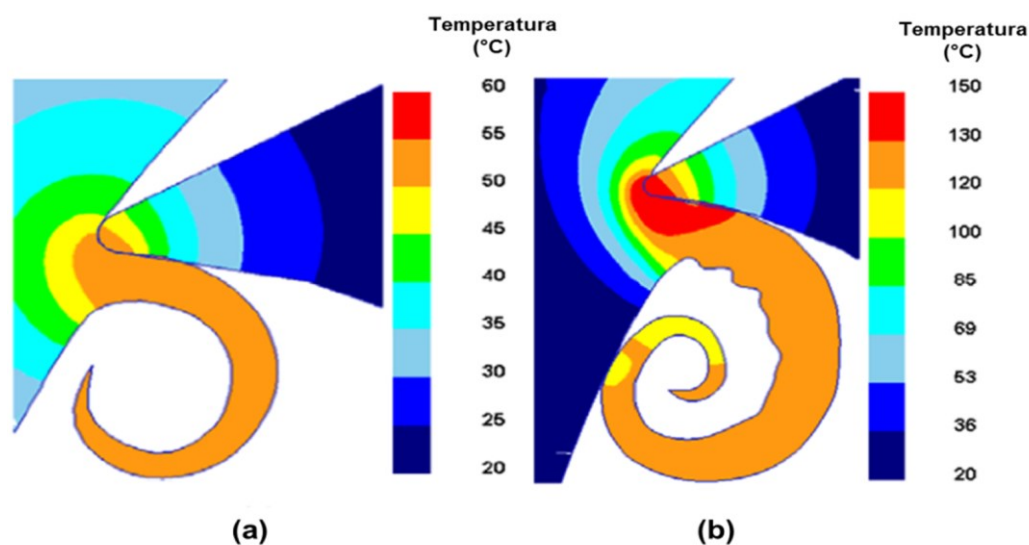


Figura 2.18 – Distribuição da temperatura prevista em °C, na zona de corte, durante microfresamento de (a) alumínio AL2024-T6 e (b) aço AISI 4340 (Adaptado de DHANORKER e ÖZEL, 2008)

Ding, Shen e Shin (2011) também realizaram simulações por meio do método de elementos finitos 2D para análise do processo de microfresamento. Para tanto, foi considerado o aço ferramenta H13 endurecido e microfresas de metal duro com 100 μm de diâmetro e raio de aresta de 0,5 μm . Na Figura 2.19, é mostrada a simulação dos campos de temperatura na peça a diferentes ângulos de rotação, ao considerar uma velocidade de corte de 84,82 m/min e avanço de 2,8 $\mu\text{m}/\text{dente}$. Observa-se que, quando a “Aresta 1” está na posição de 90° e corta a peça no centro do canal, a temperatura do material próximo à

esta aresta de corte aumenta para, aproximadamente, 300 °C. Ao prosseguir com o corte, a aresta passa para a posição de 180° e deixa de cortar o material antes da “Aresta 2” iniciar o corte. O calor é, então, dissipado para o material, mas a média da temperatura do material nas proximidades do canal permanece elevada, cerca de 80 °C a 90 °C (DING; SHEN; SHIN, 2011).

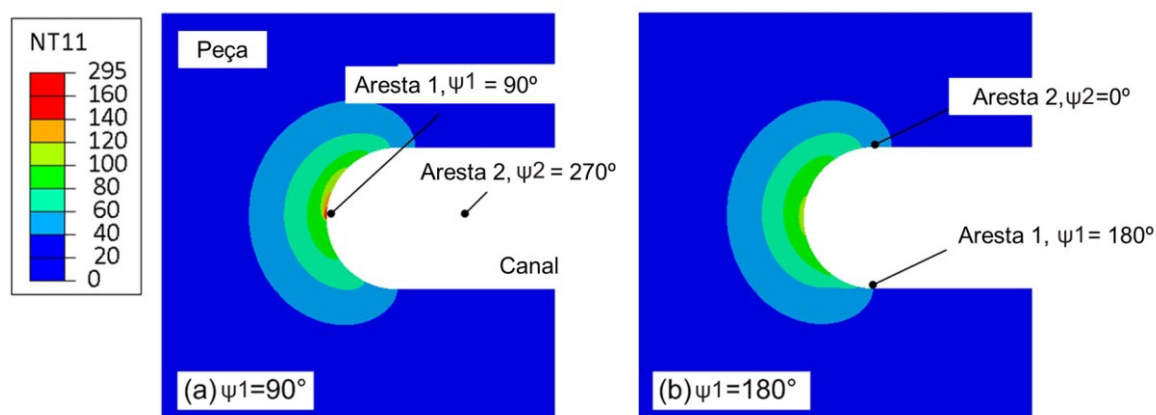


Figura 2.19 – Distribuição de temperatura na peça durante microfresamento do aço ferramenta H13 endurecido (Adaptado de DING; SHEN; SHIN, 2011)

No que se refere ao efeito do revestimento da ferramenta na temperatura durante a microusinagem, Özel e Thepsonthi (2013) realizaram um estudo com o objetivo de analisar a influência do revestimento de nitreto cúbico de boro (CBN) em microfresas de metal duro durante o microfresamento da liga Ti-6Al-4V. Para tanto, compararam o desempenho da ferramenta revestida com CBN, com raio de aresta de 5 µm, com uma microfresa sem revestimento, com raio de aresta de 3 µm. Ambas as ferramentas possuíam diâmetro de 508 µm. A distribuição da temperatura na zona de corte foi feita por meio de simulação utilizando método dos elementos finitos 2D.

Na Figura 2.20, pode-se observar os resultados obtidos para a simulação. Os autores verificaram que a temperatura na zona de corte é mais baixa quando se usa o revestimento de CBN ao comparar com a temperatura obtida considerando a ferramenta sem revestimento, sendo a diferença máxima atingida de quase 100 °C. Além disso, foi observado que a maior parte do calor gerado foi para o cavaco. Ao analisar de forma minuciosa, foi constatado que a temperatura máxima ocorreu em zonas diferentes para as duas situações. Para a ferramenta revestida, tendo em vista a condutividade térmica mais elevada da camada de CBN, o calor máximo foi verificado abaixo da região de contato. Já para a ferramenta sem revestimento, a região de contato foi a que apresentou temperatura mais elevada (THEPSONTHI; ÖZEL, 2013).

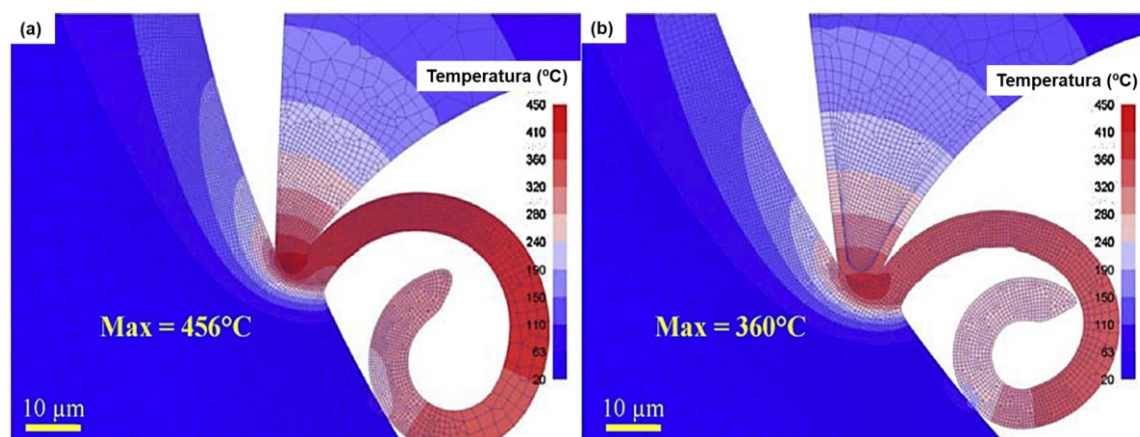


Figura 2.20 – Comparação entre a distribuição da temperatura na região de corte ao considerar (a) ferramenta de metal duro sem revestimento e (b) ferramenta de metal duro revestida com CBN (THEPSONTHI; ÖZEL, 2013)

Em trabalho posterior, Thepsonthi e Özel (2015) realizaram uma pesquisa envolvendo simulação por meio do método de elementos finitos 3D, a qual foi desenvolvida para o microfresamento do mesmo material citado anteriormente (liga Ti-6Al-4V). Para tanto, foi considerada uma microfresa de 508 µm de diâmetro e três diferentes raios de aresta: 3, 6 e 12 µm. A rotação utilizada foi de 16 000 rpm, o avanço de 4,5 µm/dente e a profundidade de corte de 100 µm. A distribuição da temperatura no cavaco e na ferramenta foi obtida com o objetivo de entender o efeito do aumento do raio de aresta, devido ao desgaste, na temperatura durante a microusinagem. Na Figura 2.21, pode-se observar a distribuição de temperatura para os diferentes raios de aresta e posições da aresta de corte da ferramenta, no microfresamento em cheio.

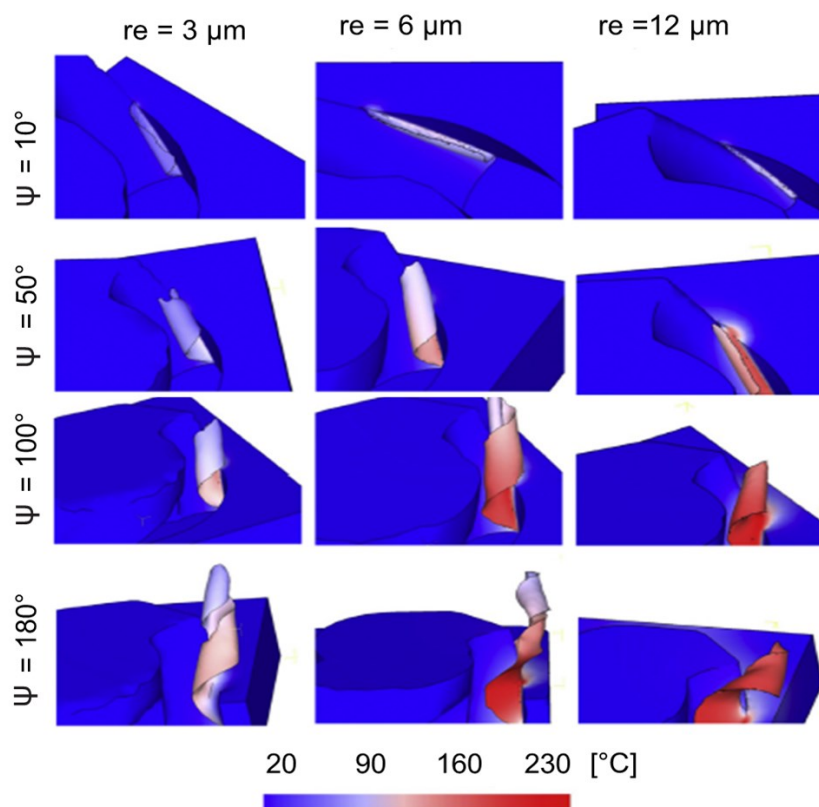


Figura 2.21 – Distribuição da temperatura prevista, em °C, durante microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V para diferentes ângulos de contato da ferramenta (ψ) e diferentes raios da aresta de corte (r_e) (THEPSONTHI; ÖZEL, 2015)

Nota-se que a maior parte do calor é mantida no cavaco, que segundo os autores, pode ser devido à intensa deformação plástica ocorrida nele. Além disso, a transferência de calor entre a ferramenta e o cavaco é bastante limitada devido à pequena área de contato entre eles. Observa-se também, que o raio de aresta maior gera uma temperatura de corte mais elevada em comparação com a gerada com o raio de aresta menor, indicando maior resistência na zona de cisalhamento, resultante da ampliação do raio de aresta.

Os autores ainda simularam a distribuição da temperatura ao longo da aresta de corte da ferramenta. De acordo com o resultado, foi constatado que o calor é concentrado na aresta de corte onde a ferramenta e a peça estão em contato. Além disso, os resultados reforçam que a temperatura na ferramenta é mais baixa que a apresentada pelo cavaco, significando um menor grau de transferência de calor entre a ferramenta e cavaco devido à pequena área de contato.

A partir do estudo da literatura, nota-se uma tendência de se realizar pesquisas abordando temperatura na microusinagem apenas por meio de simulações, mostrando que há um grande campo a ser explorado, principalmente no que tange aos métodos

experimentais. Uma das primeiras pesquisas que abordaram a medição de temperatura por meio de ensaios experimentais foi desenvolvida por Samuel et al. (2011). Neste trabalho, os autores avaliaram o uso do grafeno como aditivo para melhorar o desempenho da lubrificação e refrigeração dos fluidos semissintéticos para trabalho de metal (MWFs) usados em operações de microusinagem. O processo realizado foi o microtorneamento, utilizando uma ferramenta de nitreto cúbico de boro, com raio de aresta de, aproximadamente, 2 μm , sendo o material usinado, um aço 1018. Os ensaios foram conduzidos na presença de MWFs, contendo concentrações variáveis de partículas de grafeno. Para análise das temperaturas de corte, foi utilizado um termopar tipo J (Ferro – Constantan) fixado na superfície de saída da ferramenta, a oito milímetros de distância da aresta de corte. Os autores não especificam a forma como o termopar foi fixado na ferramenta.

Os resultados do estudo mostraram que, conforme pode ser observado na Fig. 2.22, a incorporação das partículas de grafeno no fluido reduziu significativamente o pico de temperatura da ferramenta durante o corte, sendo essa redução mais evidente com o aumento da fração de grafeno. Além disso, nota-se que as flutuações da temperatura de corte com as formulações de grafeno são menores do que o caso da linha de base (MWFs). Esses resultados sugerem a capacidade do grafeno penetrar na interface cavaco–ferramenta no processo de microusinagem (SAMUEL et al., 2011).

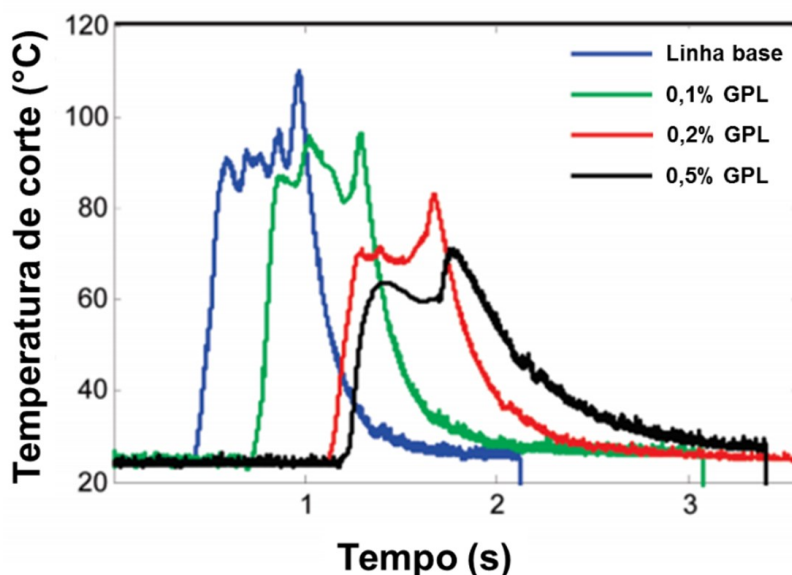


Figura 2.22 – Gráfico obtido para a temperatura em função do tempo, ao microtornear um aço 1018, utilizando uma ferramenta de nitreto cúbico de boro (Adaptado de SAMUEL et al. 2011)

Já Mamedov e Lazoglu (2016) aliaram a simulação aos ensaios experimentais, de forma a validá-la. Para tanto, eles apresentaram um modelo utilizando elementos finitos para prever os campos de temperatura na ferramenta e na peça, no microfresamento da liga Ti-6Al-4V sob várias condições de corte. As simulações de temperatura foram validadas por meio de medições utilizando termopares. A ferramenta utilizada foi uma microfresa de metal duro de 800 μm de diâmetro. Para medição de temperatura, foram utilizados dois termopares tipo-K com 130 μm de diâmetro e 0,15 segundos de tempo de resposta. Esses termopares, conforme observado na Fig. 2.23, foram colocados na peça para medir a temperatura no ponto de saída da ferramenta, indicado por T2, e no fundo do canal, indicado por T1. Da figura, nota-se também que a distância entre o termopar T1 e a aresta de corte é de 25 μm e a distância entre o termopar T2 e a aresta de corte de 15 μm .

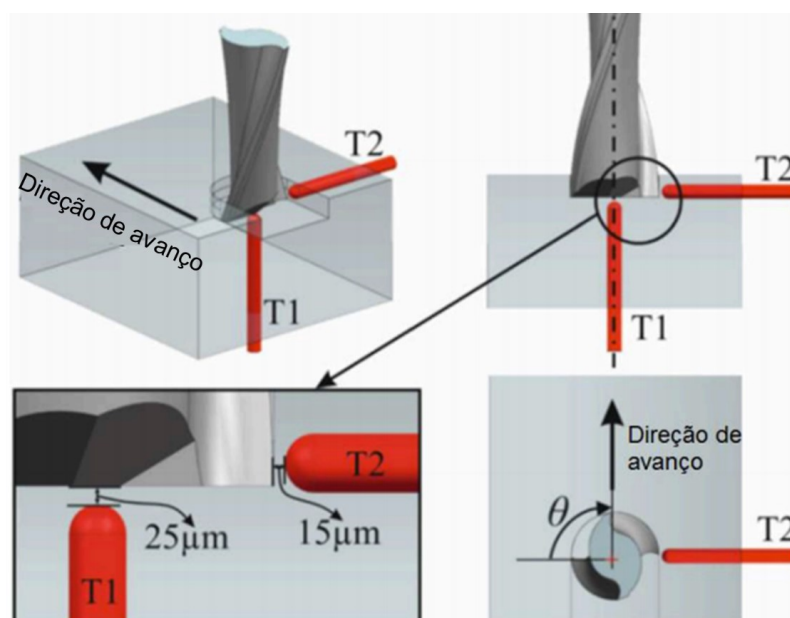


Figura 2.23 – Esquema mostrando como os termopares foram posicionados para medição de temperatura durante microfresamento da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de MAMEDOV; LAZOGLU, 2016)

Na Figura 2.24, são mostrados os resultados obtidos para a temperatura, por meio da simulação e dos ensaios, para cada condição de corte analisada. Nota-se que a diferença entre os resultados adquiridos pela simulação e de forma experimental foi pequena, sendo os erros apresentados pela simulação menores que 12 %. De acordo com os valores obtidos por meio da simulação, tem-se que a temperatura aumenta com a espessura de corte e, quando ela é máxima ($\theta = 90^\circ$), a temperatura atinge o valor mais alto. Além disso, em ambas as análises, constatou-se que a temperatura aumenta com o avanço e a profundidade de corte (MAMEDOV; LAZOGLU, 2016).

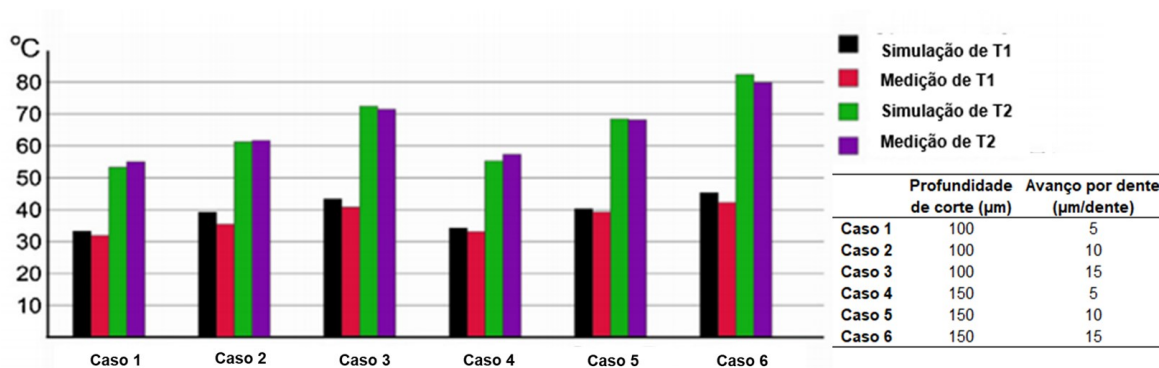


Figura 2.24 – Resultados obtidos para temperatura por meio da simulação e pelos ensaios realizados, no microfresamento da liga Ti-6Al-4V (Adaptado de MAMEDOV; LAZOGLU, 2016)

De forma semelhante aos ensaios realizados por estes últimos autores, Cunha (2016) realizou um estudo experimental sobre temperatura no processo de microfresamento do Inconel 718. Para tanto, foram utilizados três termopares, sendo dois soldados na trajetória da ferramenta de forma que a microfresa os usinasse durante o corte. Na Figura 2.25, pode-se verificar o posicionamento dos termopares. O primeiro termopar (T1) foi posicionado a uma distância de 5 mm da extremidade da peça, na qual o canal iria iniciar. O segundo termopar (T2) foi posicionado na mesma direção de T1, a uma distância de 20 mm deste. Já o terceiro foi posicionado a 1 mm de distância do primeiro termopar, fora da trajetória da ferramenta. Foram utilizadas microfresas de metal duro revestidas com TiN, com 381 μm de diâmetro e condições de lubri-refrigeração diferentes: a seco, uma utilizando óleo emulsionável a base de óleo vegetal (VASCO 1000) e outra utilizando óleo sintético. Além disso, em ambos os fluidos, foram adicionadas partículas de grafeno para avaliar a sua influência durante a usinagem.

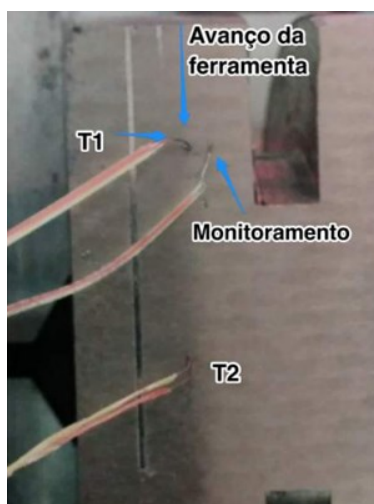


Figura 2.25 – Sistema para medição de temperatura durante microfresamento do Inconel 718 (CUNHA, 2016)

De forma geral, os resultados mostraram que o calor gerado no processo é acumulado pela ferramenta de corte e a condição a seco foi a que forneceu maiores valores para a temperatura. Além disso, o VASCO 1000 apresentou propriedades refrigerantes melhores do que o óleo sintético e a adição do grafeno ao VASCO 1000 não apresentou nenhuma influência significativa.

Em estudo mais recente, Wang, Zou e Huang (2019), ao investigarem o desgaste de ferramenta e qualidade dos canais microfresados na liga Ti-6Al-4V, mediram a temperatura na ponta da ferramenta e na peça. Foi empregada uma microfresa revestida com $Ti(C_7N_3)$, com 777 μm de diâmetro. Para medição de temperatura, foram utilizados termopares tipo-k, com 0,5 mm de diâmetro. Os pesquisadores constataram que a temperatura máxima na ponta da ferramenta é no centro do canal, onde há maior volume de remoção de material. Ao comparar as temperaturas máximas medidas na peça e ferramenta, foi constatado que a maior parte do calor permanece na aresta de corte da ferramenta, devido à baixa condutividade térmica do material.

De acordo com a literatura, diferentes pesquisadores desenvolvem técnicas para medição de temperatura na microusinagem, tendo em vista as dificuldades da aplicação de metodologias desenvolvidas na usinagem convencional. Além disso, a simulação se mostra como uma ferramenta importante para melhor entendimento da distribuição de temperaturas nesse processo.

2.8. Titânio e suas ligas

O microfresamento é um processo que está cada vez mais em evidência e o seu estudo envolve diferentes materiais. Entretanto, alguns destes têm sido evidenciados por apresentarem biocompatibilidade, tendo em vista que a biomedicina é uma das principais áreas para aplicação desse processo. Dentre esses materiais, o titânio e suas ligas têm se sobressaído.

O titânio foi descoberto em 1791, mas foi extraído em sua forma pura somente em 1910. Durante a segunda guerra mundial, passou a ser produzido em quantidades significativas. Após esse período, as ligas à base de titânio se tornaram materiais essenciais na indústria aeronáutica. Ressalta-se que ele é o nono elemento mais abundante na crosta terrestre. Entretanto, é pouco encontrado em altas concentrações e não se apresenta em estado puro, tornando seu processamento difícil e, portanto, caro (PETERS et al., 2003).

Apesar disso, a indústria do titânio apresentou rápido crescimento. Isso se deve às suas propriedades mecânicas de alta resistência à tração e à corrosão, sendo esta última em decorrência da formação de uma camada de óxido de proteção estável. Essa característica proporciona aplicações distintas do material, que variam desde equipamentos de processamento químico a implantes cirúrgicos (ASM HANDBOOK, 1998).

De acordo com Peters et al. (2003), existem mais de 100 ligas de titânio, sendo que apenas de 20 a 30 são comerciais. Dentro desse grupo, a liga Ti-6Al-4V corresponde a mais de 50 % do uso. Isso se deve, primeiramente, ao seu bom balanço de propriedades, mostrado na Tab. 2.1. O segundo fator que contribui para a ampla utilização dessa liga é o fato dela ter sido intensamente desenvolvida e testada, constituindo uma grande vantagem, especialmente na indústria aeroespacial (PETERS et al., 2003).

Tabela 2.1 – Propriedades da liga Ti-6Al-4V

Módulo de elasticidade E (GPa)	Tensão média de escoamento σ_e (MPa)	Tensão limite de escoamento $\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	Alongamento ϵ (%)	Dureza (HV)	Condutividade Térmica (W/m.k)	Densidade (g/cm³)
110 - 140	800 - 1100	900 - 1200	13 - 16	300 - 400	6,6 - 6,8	4,43

Dados de Peters et al. (2003) e ASM HANDBOOK (1998).

Devido à superior biocompatibilidade, osseointegração e à melhor resistência à corrosão dessa liga, em comparação aos materiais convencionais, como o aço inoxidável e ligas à base de cobalto, a sua aplicação como biomaterial tem se expandido (LIU; CHU e DING, 2004). Dessa forma, o microfresamento da liga Ti-6Al-4V tem sido estudado por pesquisadores do tema. Algumas aplicações nessa área, conforme exposto por Wu e Cheng

(2013), incluem a produção de microferramentas para cirurgia, implantes dentários, pontes, próteses de quadril, placas ósseas, parafusos, etc. Na Figura 2.26, são mostrados exemplos de componentes da área da saúde fabricados com essa liga.

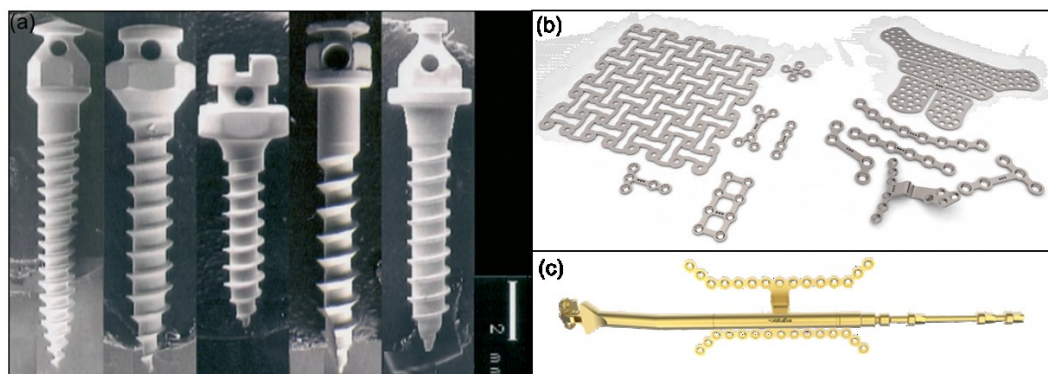


Figura 2.26 – Exemplos de componentes fabricados com a liga Ti-6Al-4V, sendo (a) mini implantes ortodônticos (SQUEFF et al., 2008); (b) nano, micro e mini placas para fixação óssea da face (ENGIMPLAN, 2019a); (c) dispositivo para correção de malformações craniofaciais (ENGIMPLAN, 2019b)

A liga de Ti-6Al-4V foi uma dos primeiros biomateriais de titânio introduzidos em componentes e dispositivos implantáveis. A extensa lista de usos clínicos do titânio e dessa liga é uma indicação clara da adequação desses materiais para aplicações em implantes. As ligas de aço inoxidável e cobalto-cromo são amplamente utilizadas e geralmente aceitas como bons biomateriais. No entanto, o fato de o titânio estar sendo utilizado preferencialmente em muitas das aplicações em cirurgia bucomaxilofacial e oral, neurocirurgia e cirurgia cardiovascular, indica alguma superioridade (BRUNETTE et al., 2001).

Cabe destacar que o titânio e suas ligas são materiais de difícil usinagem. Um dos principais problemas relacionados a essa dificuldade, segundo Ezugwu e Wang (1997), é a alta temperatura, que se concentra na aresta de corte da ferramenta, ocasionando o seu desgaste acelerado. Devido à baixa condutividade térmica da liga Ti-6Al-4V, cerca de 80% do calor gerado durante o corte é conduzido para a ferramenta.

Outro fator que contribui na baixa usinabilidade do titânio e suas ligas é a presença de altas tensões nas imediações da aresta de corte, devido à pequena área de contato cavaco-ferramenta na superfície de saída e à alta resistência à deformação a temperaturas elevadas. Além disso, a ocorrência do *chatter*, por causa, principalmente, do baixo módulo de elasticidade das ligas de titânio, dificulta a usinagem desse material. Somado a esses fatores, tem-se também a característica da forte reatividade química do titânio, tendo em vista

que este elemento e suas ligas reagem quimicamente com quase todos os materiais de ferramentas. Portanto, o sucesso na usinagem das ligas de titânio depende, principalmente, da superação dos principais problemas associados às propriedades inerentes a esses materiais (EZUGWU e WANG (1997)).

As dificuldades relatadas na usinagem do Ti-6Al-4V podem estar presentes e até mais acentuadas no processo de microusinagem dessa liga. Dessa forma, cabe destacar a importância de estudá-lo para melhor compreensão dos fenômenos envolvidos durante o microfresamento do material e encontrar maneiras de torná-lo melhor e mais viável.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

Neste capítulo, serão fornecidas as informações sobre os procedimentos experimentais e a metodologia realizada, em que o processo escolhido para execução dos ensaios foi o microfresamento de topo. Também, serão informados detalhes da máquina-ferramenta e dos equipamentos utilizados para realização das medições realizadas.

Foram usinados micro canais na liga de titânio Ti-6Al-4V. A máquina utilizada foi uma microfresadora CNC de 3 eixos lineares e as ferramentas foram microfresas, tanto revestida, quanto sem revestimento. O desenvolvimento do procedimento experimental se deu no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) e no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM). Para melhor compreensão do que foi realizado, as atividades desenvolvidas, expostas no fluxograma da Fig. 3.1, serão descritas detalhadamente.

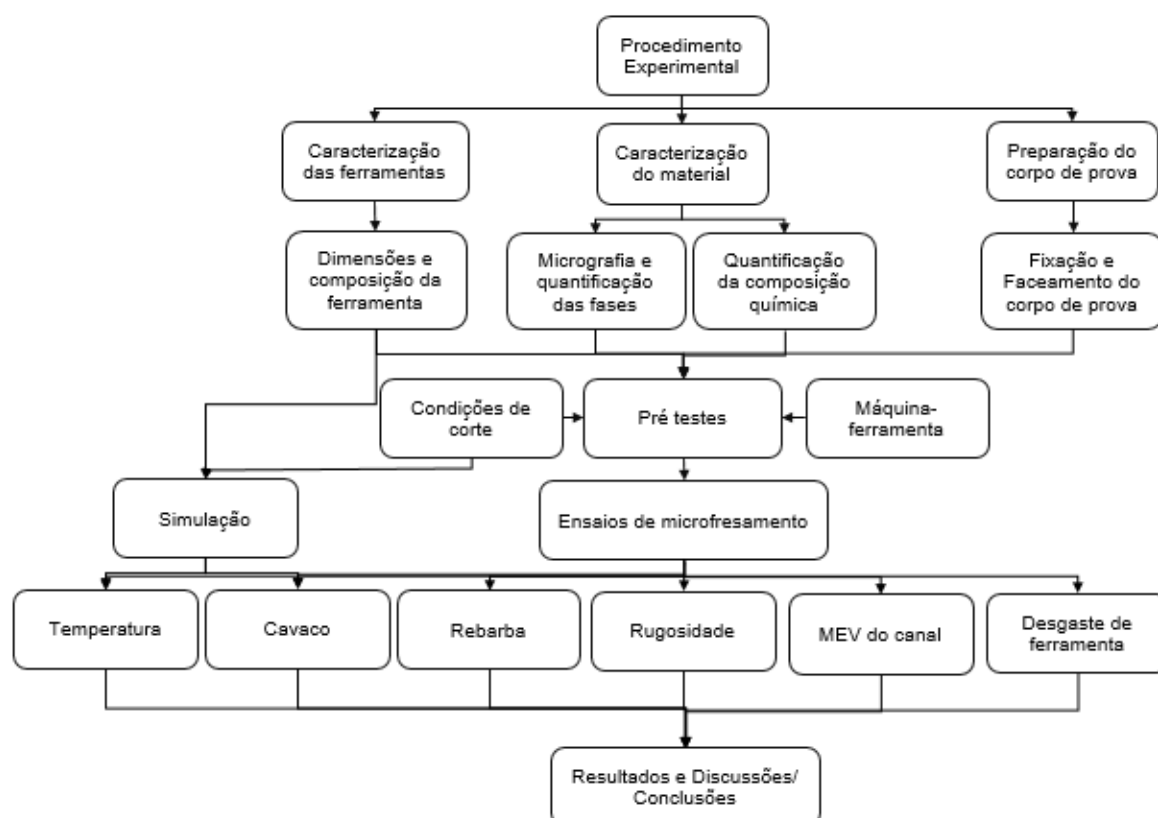


Figura 3.1 – Fluxograma das atividades desenvolvidas

3.1. Caracterização do material

Primeiramente, foi feita a caracterização do material estudado. Assim, foi realizada uma análise por meio da EDS (*Energy Dispersive Spectroscopy* ou Espectroscopia por energia dispersiva). Os resultados mostraram que a peça de trabalho é composta por, aproximadamente, 6,8 % de alumínio, 89,9 % de titânio e 3,3 % de vanádio.

Além disso, sua microestrutura foi analisada. Para tanto, o material foi lixado com lixas da granulometria *mesh* de 120 a 1 200 e polido, primeiro, utilizando o óxido de cromo e posteriormente uma pasta de alumina de 0,3 μm . Após esses procedimentos, o material foi atacado com o reagente denominado Kroll (ASM HANDBOOK, 2004), contendo 1 % de ácido fluorídrico e 5 % de ácido nítrico, diluídos em 94 % de água destilada. A microestrutura obtida é mostrada na imagem da Fig. 3.2 e, como pode ser observado, ela possui duas fases: α , fase clara, e β , fase mais escura. A fração volumétrica de cada fase foi analisada, utilizando o *software* Image J. Os resultados mostraram que o material é composto por, aproximadamente, 84 % pela fase α e 16 % pela fase β .

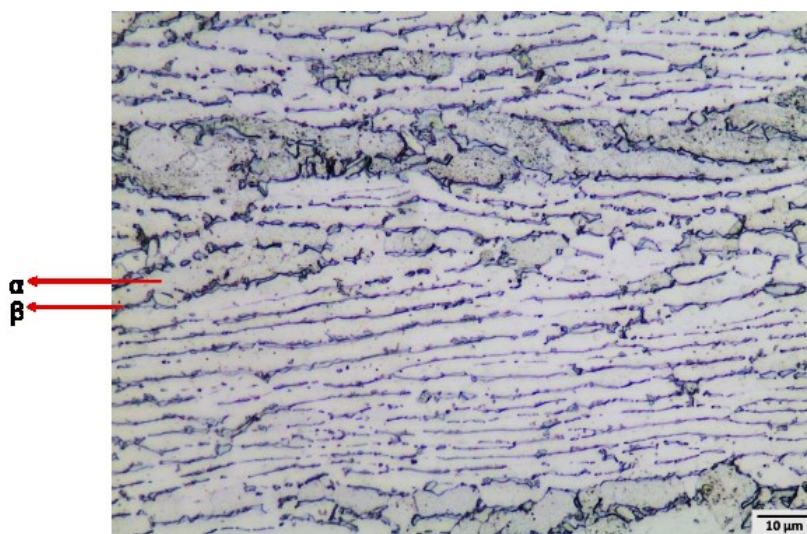


Figura 3.2 – Microestrutura do material do corpo de prova (Ti-6Al-4V)

3.2. Caracterização das ferramentas

Para realização dos ensaios, foram utilizadas microfresas de topo reto com duas arestas de corte, com e sem revestimento. Para caracterização destas, verificação da integridade e posterior medição do desgaste, foram feitas imagens, utilizando o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). Após isso, realizou-se análises por meio de EDS, para verificação da composição das ferramentas, incluindo o substrato e revestimento da microfresa revestida. Os resultados das análises de EDS mostraram que o revestimento da microfresa é composto por nitrogênio, alumínio e cromo, sendo, portanto, AlCrN, com o substrato de metal duro, composto por tungstênio, carbono, cobalto e cromo. Quanto à ferramenta sem revestimento, foi comprovado pelos dados da EDS que esta é de metal duro, também constituído por tungstênio, carbono, cobalto e cromo. Ressalta-se que a microfresa revestida é da fabricante OSG Sulamericana e a de metal duro sem revestimento da Performance Microtools.

As características das duas microfresas diferentes empregadas nos ensaios podem ser observadas nas imagens da Fig. 3.3, em que se nota a superfície principal e secundária de folga e a superfície de saída. O raio de aresta e o diâmetro das ferramentas foram medidos, utilizando o *software* Image J, obtendo o valor aproximado de 1 μm para o raio de aresta de ambas as microfresas, 390 μm para o diâmetro da ferramenta revestida e 379 μm para a microfresa sem revestimento. A medição do raio de aresta, que pode ser observado na superfície secundária de folga, permitiu melhor determinação do avanço por dente a ser utilizado, tendo em vista que para reduzir ou eliminar o efeito *ploughing*. Já a medição do diâmetro da ferramenta possibilitou análise da evolução do desgaste durante os ensaios.

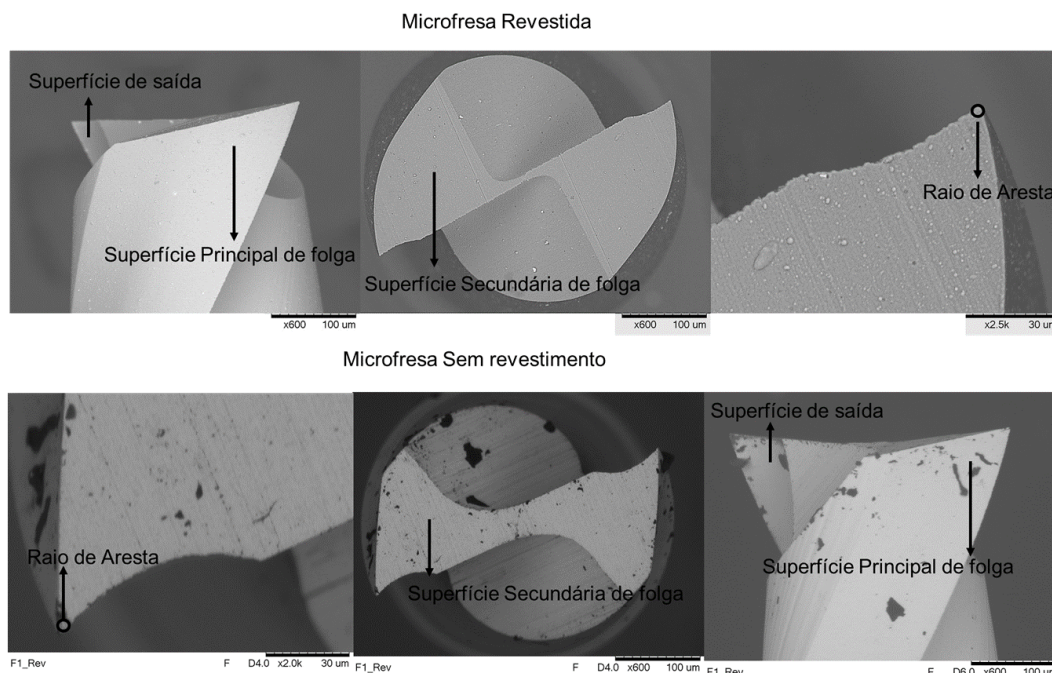


Figura 3.3 – Características da microfresa revestida e sem revestimento

3.3. Preparação do corpo de prova

A preparação do corpo de prova é uma etapa importante no processo de microusinagem, pois os parâmetros empregados possuem valores pequenos, na escala micrométrica, e este processo deve fornecer características de alta precisão. Sendo assim, é importante que a superfície a ser usinada esteja paralela, com menor desvio de planeza possível. Dessa forma, para preparação do corpo de prova nesse estudo, primeiramente, ele foi fixado na morsa de precisão para posterior faceamento da superfície a ser usinada. Para tanto, foi utilizado o centro de Usinagem Vertical CNC DISCOVERY 760 da marca ROMI. Para verificação do desvio apresentado pela peça, antes da realização dos ensaios, foi utilizado o relógio comparador da Mitutoyo com resolução de 1 μm . Ressalta-se que essa verificação foi feita antes de cada ensaio realizado. O comprimento dos canais microusinados foi na largura de 28 mm.

3.4. Parâmetros de usinagem

Os parâmetros iniciais de usinagem foram determinados a partir do estudo da literatura e da dimensão do raio de aresta da ferramenta. Dessa forma, inicialmente, foram empregadas duas condições de corte para realização de ensaios em que foram verificadas

a temperatura da peça durante o microfresamento, o desgaste de ferramenta, a qualidade dos canais gerados, a formação de rebarbas e características dos cavacos. Após isso, variações desses parâmetros foram determinadas com o objetivo de analisar a influência do avanço na qualidade dos canais. Sendo assim, foram utilizados diferentes valores para o avanço, entre 0,05 $\mu\text{m}/\text{dente}$ a 5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, totalizando 19 condições de corte diferentes. Na Tab. 3.1, pode-se observar as condições de usinagem estabelecidos neste estudo.

Tabela 3.1 – Condições de usinagem empregadas

Condição	Avanço ($\mu\text{m}/\text{dente}$)	Profundidade de corte (μm)	Rotação (rpm)	Velocidade (m/min)	Ferramenta	Análises
1	2,00	20,00	20 000	25,00	Revestida	Temperatura, desgaste, qualidade superficial, rebarba, cavaco
2	2,00	20,00	20 000	25,00	Sem revestimento	
3	0,05	40,00	20 000	25,00	Revestida	Influência do avanço na qualidade dos canais
4	0,10					
5	0,15					
6	0,20					
7	0,25					
8	0,30					
9	0,35					
10	0,40					
11	0,45					
12	0,50					
13	1,00					
14	1,50					
15	2,00					
16	2,50					
17	3,00					
18	3,50					
19	4,00					
20	4,50					
21	5,00					

Ressalta-se que, como nos ensaios realizados com as condições de corte 1 e 2 a medição da temperatura da peça durante o processo de usinagem foi feita, optou-se por empregar uma profundidade de corte menor (20 μm), devido à metodologia utilizada para medição de temperatura, que será abordada na seção 3.6. Com a profundidade de corte maior, o calor gerado no processo se dissiparia mais distante do termopar soldado na superfície da peça.

Com a condição de corte 1, em que foi empregada a ferramenta revestida, foram realizados 46 ensaios, totalizando 1 288 mm usinados. Com a condição de corte 2 (ferramenta sem revestimento), foram microfresados 17 canais, com o comprimento usinado total de 476 mm.

3.5. Máquina-Ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada para realização dos ensaios é uma microfresadora CNC de 3 eixos lineares do fabricante Minetech Machinery Corporation. Ela pode ser observada na Fig. 3.4. Essa máquina possui rotação máxima do eixo árvore de 60 000 rpm e resolução de posicionamento de 0,1 μm . O Comando Numérico Computadorizado, utilizado para controlar a microfresadora, é feito através do *software* Mach3Mill. Tendo em vista a precisão atribuída ao processo, essa máquina possui uma base de granito com o objetivo de evitar interferências de vibrações mecânicas durante a usinagem.



Figura 3.4 – Máquina-ferramenta utilizada nos ensaios

3.6. Medição de Temperatura

Para medição de temperatura durante os ensaios de microfresamento, foram utilizados termopares soldados por descarga capacitiva na superfície da peça. Com o objetivo de verificar se esse método seria adequado para análise da temperatura nesse processo, bem como determinar o tipo e diâmetro de termopar mais adequado, foram realizados diversos pré-testes. Para tanto, utilizou-se termopares tipo K (chromel (Ni;Cr) – alumel (Ni; Mn; Si; Al)) e tipo T (cobre (Cu) – constantan (Cu – Ni)) de diâmetros diferentes. Durante a realização dos pré-testes, a metodologia mais adequada para soldar os termopares, a posição, bem como sua fixação também foram verificados. Cabe ressaltar que essa etapa foi realizada, observando detalhadamente cada aspecto do processo, demandando assim, um período consideravelmente alto para sua realização.

Diante das observações feitas e resultados obtidos nos pré-testes, foi constatado que o termopar tipo-T de diâmetro menor foi o que mais se adequou ao processo, pois apresentou maior facilidade para ser soldado, bem como resultados mais coerentes de acordo com os dados da literatura. Além disso, considerando que as dimensões do processo analisado são na escala micrométrica, o termopar com diâmetro menor, possibilita uma análise mais detalhada das temperaturas, bem como fornece um tempo de resposta menor.

Dessa forma, para a realização dos ensaios, foram escolhidos os cabos para termopares duplex do tipo-T da OMEGA™ (código TT-T-36-100), com diâmetro de 0,127 mm e isolamento com fio fino de PFA (fluoropolímero utilizado em aplicações de alto desempenho que requerem excelente inércia química e estabilidade térmica). O intervalo de temperatura ideal para utilização desse termopar é de -267 a 260°C , segundo fabricante. A tolerância do termopar tipo-T padrão é de $1,0^{\circ}\text{C}$ ou $0,75\%$ do valor medido, para temperaturas acima de 0°C , e de $1,0^{\circ}\text{C}$ ou $1,5\%$ do valor medido, para temperaturas abaixo de 0°C (ÔMEGA ENGINEERING, 2015).

Nos ensaios, foram utilizados três termopares soldados na peça. Cabe destacar que eles foram preparados de forma que a junta ficasse menor possível. Para soldá-los, utilizou-se uma fonte de solda capacitiva. O circuito para realização da soldagem foi composto pela fonte de solda, capacitores, corpo de prova e os termopares. Neste processo, a energia é acumulada em capacitores, que por meio de um circuito formado entre a fonte de soldagem e o corpo de prova, faz descarga através de dois cabos até o ponto de solda. Quando o termopar a ser soldado é posicionado, fechando todo o circuito, através de um pulso eletrônico, a soldagem é feita instantaneamente. Assim, os arames do termopar se fundem um ao outro na superfície do corpo de prova pela passagem da alta corrente elétrica. Na Figura 3.5, pode-se observar os fios de termopar utilizado e um exemplo da junta feita para medição de temperatura.

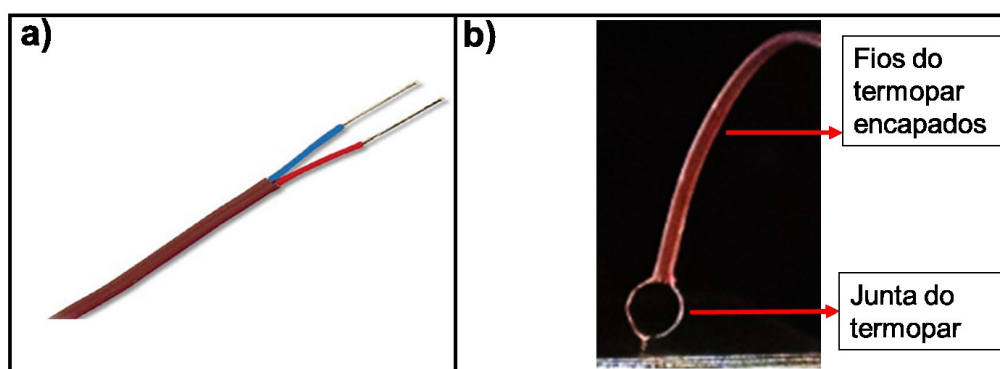


Figura 3.5 – (a) Termopar tipo T utilizado; (b) junta do termopar

Considerando as pequenas dimensões do processo, as baixas temperaturas envolvidas neste, conforme estudo da literatura, e a baixa condutividade térmica do titânio, para ser possível a análise da variação da temperatura durante a microusinagem, os termopares foram soldados na trajetória da ferramenta, de forma que ela passasse pelos três ou a distância entre o termopar e o trajeto da ferramenta fosse mínima. Sendo assim, os termopares foram soldados em série, de maneira que eles ficassem o mais alinhado possível, conforme pode ser observado no esquema mostrado na Fig. 3.6. Ressalta-se que, com a passagem da ferramenta, os termopares eram usinados e, portanto, se soltavam da peça.

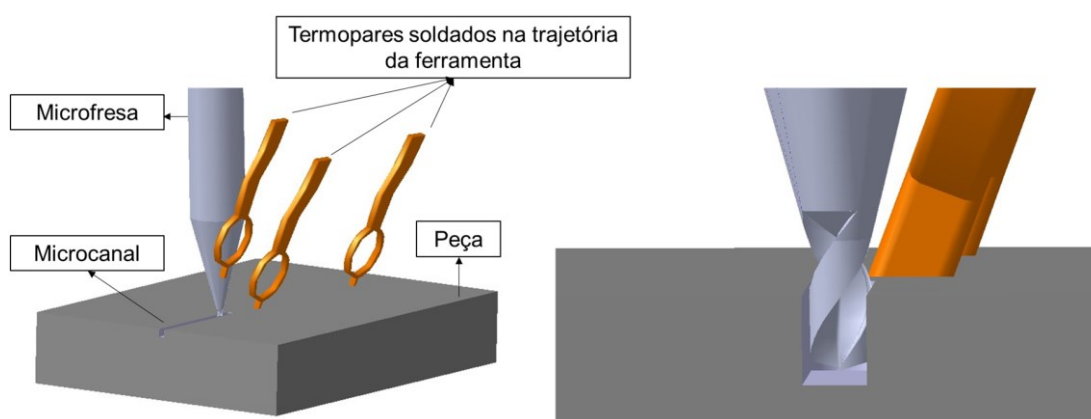


Figura 3.6 – Esquema ilustrando o posicionamento dos termopares em relação à trajetória da ferramenta

Como o diâmetro dos termopares é pequeno, manuseá-los e soldá-los de forma alinhada é uma atividade difícil. Para tanto, foi necessária demasiada atenção no processo de soldagem. De forma a auxiliar esse processo, uma régua foi fixada na superfície da peça para direcionar a posição de soldagem dos termopares. Além disso, tendo em vista que este processo era feito em uma bancada e depois a peça era transportada para a mesa da microfresadora, foi necessário fixar os fios dos termopares na morsa de precisão, por meio de fita adesiva, antes de soldá-los, para que estes não soltassem durante movimentação da peça. Ressalta-se que esses procedimentos foram definidos durante realização dos pré-testes em que essas necessidades foram identificadas. Na Figura 3.7, pode-se observar as fitas fixadoras dos fios dos termopares, bem como estes soldados de forma alinhada para a microfresa passar pelos três durante a usinagem.

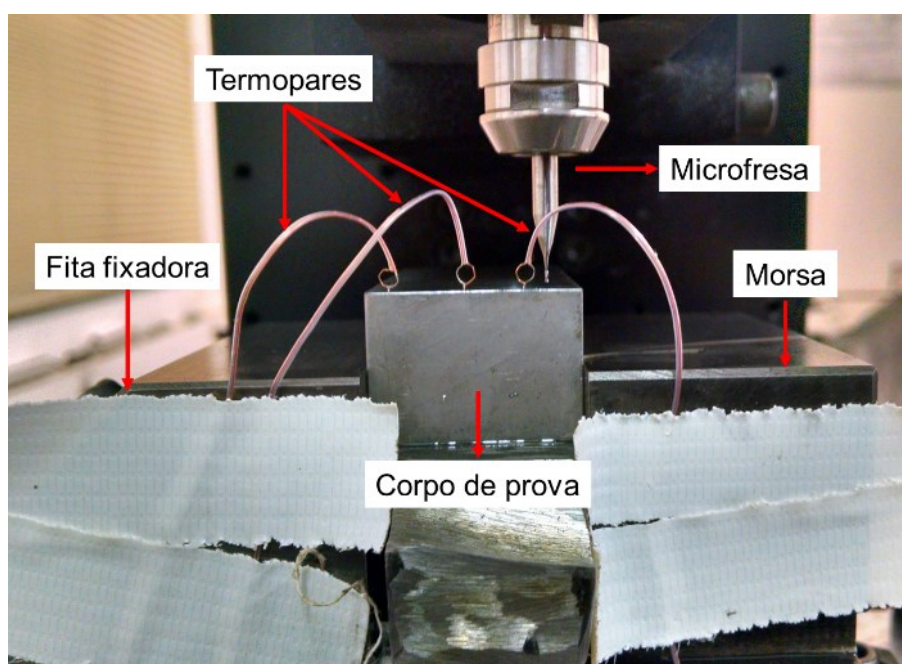


Figura 3.7 – Termopares soldados na superfície do corpo de prova e fixados na morsa

Para aquisição dos valores de temperatura durante o processo, foi utilizado um sistema composto pelo Agilent 34970A, um módulo com vinte canais e o *software* BenchLink Data Logger para configurar e controlar parâmetros dos ensaios, bem como exibir os resultados e coletar dados para análise posterior. Os fios da outra extremidade dos termopares soldados na superfície da peça foram inseridos no módulo, que foi encaixado no Agilent. Este sistema não necessita de calibração, pois já fornece a medição da tensão convertida para a temperatura equivalente. A taxa de aquisição inicial utilizada para obtenção dos dados de temperatura, ou seja, a frequência empregada nos primeiros ensaios foi de 2 Hz (2 aquisições por segundo). Após alguns ensaios, o sistema passou a funcionar com uma frequência de aquisição maior, sendo empregada, então, 3,33 Hz.

Após realização dos ensaios, imagens dos canais foram feitas para identificação da posição em que os termopares foram soldados. Essas imagens possibilitaram o conhecimento da orientação de cada termopar, ou seja, permitiram observar se o termopar estava no lado concordante, discordante ou no centro do canal, em que ocorre a maior espessura de corte. Na Figura 3.8, pode-se observar exemplos de imagens para identificação da posição do termopar em regiões distintas do canal, por meio das marcas deixadas por ele. Ressalta-se que, para análise dos resultados, foi considerada a diferença de temperatura entre o valor máximo medido e a temperatura inicial, pois esta última não foi igual em todos os ensaios, podendo influenciar na temperatura máxima medida. Além disso, é importante destacar que as marcas dos termopares na superfície do canal referem-se à

região afetada pelo processo de soldagem, não sendo exatamente o tamanho da junta do termopar.

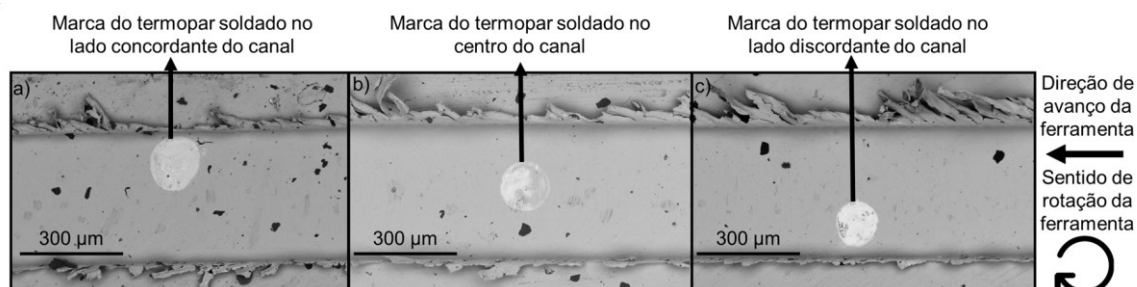


Figura 3.8 – Marcas indicativas das posições dos termopares, sendo: (a) marca no lado concordante; (b) marca no centro do canal; (c) marca no lado discordante

3.7. Medição de desgaste de Ferramenta

O desgaste de ferramenta foi monitorado durante os ensaios realizados com as condições de corte 1 e 2 (ferramenta revestida e sem revestimento). Para tanto, após cada ensaio, a ferramenta foi retirada da microfresadora e levada ao MEV para verificação da sua integridade e coleta de imagens. A medição de desgaste foi realizada por meio da redução do diâmetro, conforme pode ser observado na Fig. 3.9. Para fazer a circunferência, tangenciando as duas extremidades da ferramenta, foi utilizado o *software* Adobe Photoshop CC e para medição do diâmetro, foi utilizado o programa Image J, conforme pode ser observado na imagem da Fig. 3.9b.

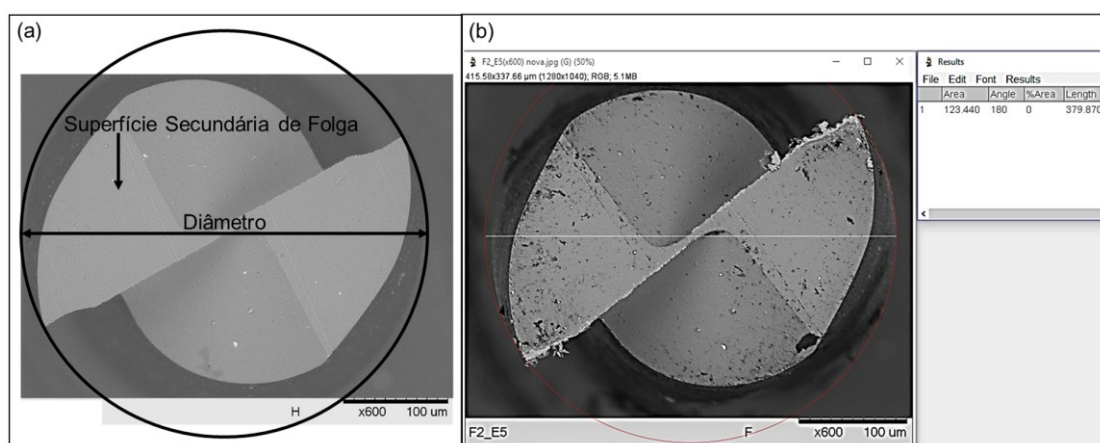


Figura 3.9 – (a) Diâmetro da microfresa a ser medido e (b) tela do programa de medição Image J

3.8. Medição de Rebarba

Além da análise qualitativa das rebarbas formadas nos canais microfresados, feita por meio de imagens obtidas pelo MEV, foi realizada a sua quantificação. Tendo em vista a dificuldade de se medir as rebarbas nesse processo e por ter poucos estudos que abordam uma metodologia para essa análise, desenvolveu-se uma técnica diferente nesse trabalho. Cabe destacar que a metodologia desenvolvida foi feita, limitando-se aos recursos disponíveis e verificando a sua representatividade.

Dessa forma, a área da rebarba foi a variável escolhida para análise, pois ela pode ser mais representativa, devido à irregularidade de seus formatos e tamanhos nos diferentes canais. Durante a execução do presente trabalho, uma metodologia semelhante à desenvolvida neste foi descrita por Medeiros et al. (2018).

Primeiramente, como não havia equipamentos de interferometria para analisar os canais, para medição da rebarba, foram feitas imagens destes, ao longo de todo seu comprimento. Para tanto, utilizou-se o MEV. Dessas imagens, três foram selecionadas, sendo uma referente ao início do canal, uma no meio do seu comprimento e uma no final. Essas amostras foram escolhidas para se ter uma representatividade de toda extensão do canal, bem como a possibilidade de analisar a evolução do tamanho da rebarba neste.

A próxima etapa constituiu-se na delimitação da rebarba para medição da sua área. Para isso, foi utilizado o *software* Adobe Photoshop CC, onde a imagem foi trabalhada de forma a selecionar apenas a rebarba, ou seja, de forma manual, a rebarba foi contornada e destacada do restante da imagem. Ressalta-se que o procedimento foi feito para análise da rebarba no lado concordante e discordante de maneira separada, para analisá-las de forma mais detalhada. Essa atividade foi feita para as três imagens de cada canal analisado.

Após esse procedimento, pode-se fazer a medição da área da rebarba. Para tanto, utilizou-se o programa Image J, com o qual a imagem foi trabalhada de forma que ela ficasse nas cores preta e branca (Fig. 3.10c), sendo a rebarba na cor preta. Dessa forma, a área ocupada pela rebarba foi medida por esse mesmo programa. Ressalta-se que a medição da área foi feita a partir da imagem da rebarba planificada. Um exemplo das etapas realizadas pode ser observado na Fig. 3.10.

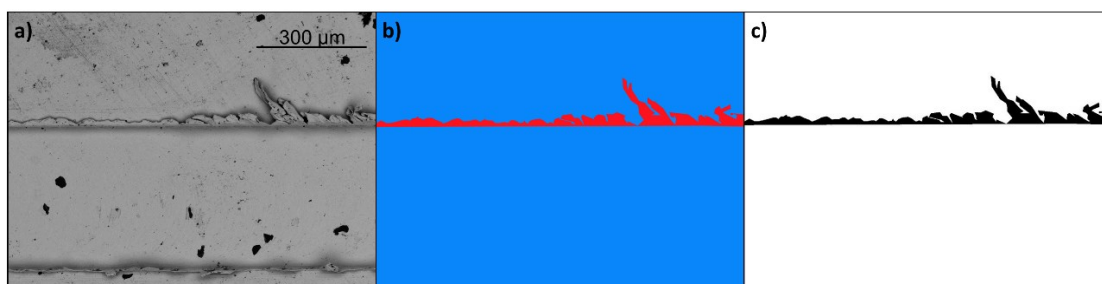


Figura 3.10 – Imagens utilizadas para medição da área da rebarba: (a) imagem obtida pelo MEV; (b) imagem trabalhada com o software Adobe Photoshop CC; (c) imagem trabalhada com o *software* Image J

3.9. Medição da Rugosidade

A rugosidade da superfície dos canais foi medida por meio do perfilômetro Form Talysurf Intra 2 da Taylor Hobson, com resolução de $0,016\ \mu\text{m}$ e raio de ponta de $2\ \mu\text{m}$. Para utilizar esse equipamento com o objetivo de medir a rugosidade, é necessário posicionar a ponta do apalpador dentro do canal de maneira que ele percorra somente nele, em direção perpendicular às marcas de avanço. Esse método é complexo devido à dimensão dos canais que é na ordem de grandeza do diâmetro da ferramenta, ou seja, na escala micrométrica. Sendo assim, para realização dessa medição, é necessária demasiada atenção e cuidado. Tendo em vista essa dificuldade, a rugosidade foi medida em canais alternados, não sendo feita em todos os canais microfresados. Se fosse verificada a necessidade de se medir a rugosidade nos demais canais, ela seria feita. Na Figura 3.11, é mostrado o equipamento com a ponta do apalpador dentro do canal, para realizar a medição.

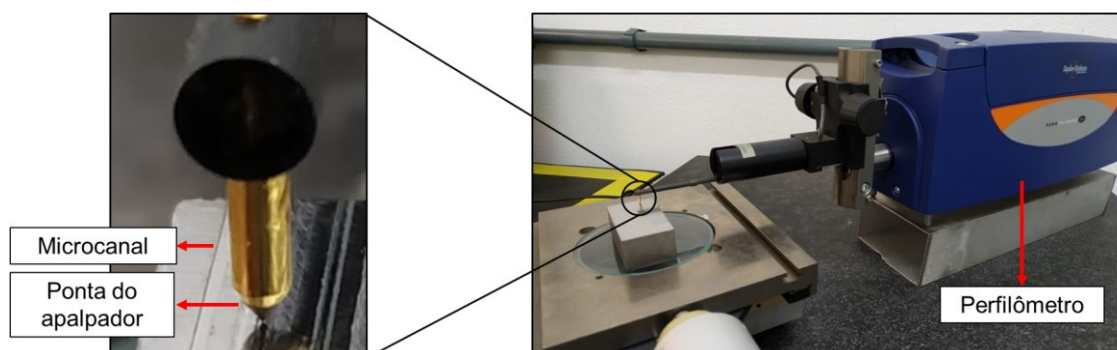


Figura 3.11 – Perfilômetro Form Talysurf Intra 2 da Taylor Hobson, com a ponta do apalpador posicionada dentro do canal

Para análise dos resultados, considerando diversos aspectos do perfil da superfície do canal, foram considerados diferentes parâmetros, a saber: Ra, Rq, Rz, Rt, Rsk e Rku. Foram feitas três medições em cada canal analisado. O comprimento de amostragem (*cut-off*) utilizado foi de 0,8 mm e o comprimento de avaliação de rugosidade de 4 mm, pois, segundo a norma ABNT NBR ISO 4288, para valores de rugosidade Ra acima de 0,1 μm e menores ou iguais a 2 μm , devem-se utilizar esses parâmetros de medição.

3.10. Análise do cavaco

Cavacos formados durante a microusinagem foram analisados. Para coletá-los, foi utilizada fita de carbono, que, após usinagem, foi fixada na superfície da peça, próximo ao canal gerado. Assim, os cavacos presentes na região em que a fita é colocada, ficam presos nela. Após essa etapa, a fita foi levada ao MEV para que imagens dos cavacos coletados fossem feitas. Além desses cavacos, alguns que foram identificados dentro dos canais foram analisados. Ressalta-se que as dimensões pequenas deles dificulta sua coleta e análise, que é possível apenas com equipamentos de microscopia. Assim, essa foi a forma encontrada para realização dessa etapa.

3.11. Simulação Computacional

A etapa de simulação foi desenvolvida com o objetivo de acrescentar informações sobre as temperaturas no processo de microusinagem da liga Ti-6Al-4V. A simulação foi realizada por meio do método dos elementos finitos 3D. Para tanto, utilizou-se o *software* comercial Third Wave AdvantEdge, versão 7.4015, específico para simulação de processos de usinagem, inclusive o microfresamento. Ressalta-se que não foi desenvolvido um modelo para a simulação deste processo. Com o programa utilizado, foi necessário apenas inserir informações requeridas, que serão expostas nessa seção.

A geometria da ferramenta de corte foi produzida pelo programa por meio de um modelo paramétrico alimentado com as dimensões medidas na microfresa utilizada nos ensaios com a ferramenta revestida. Os parâmetros requeridos na modelagem da geometria da ferramenta estão apresentados na Fig. 3.12.

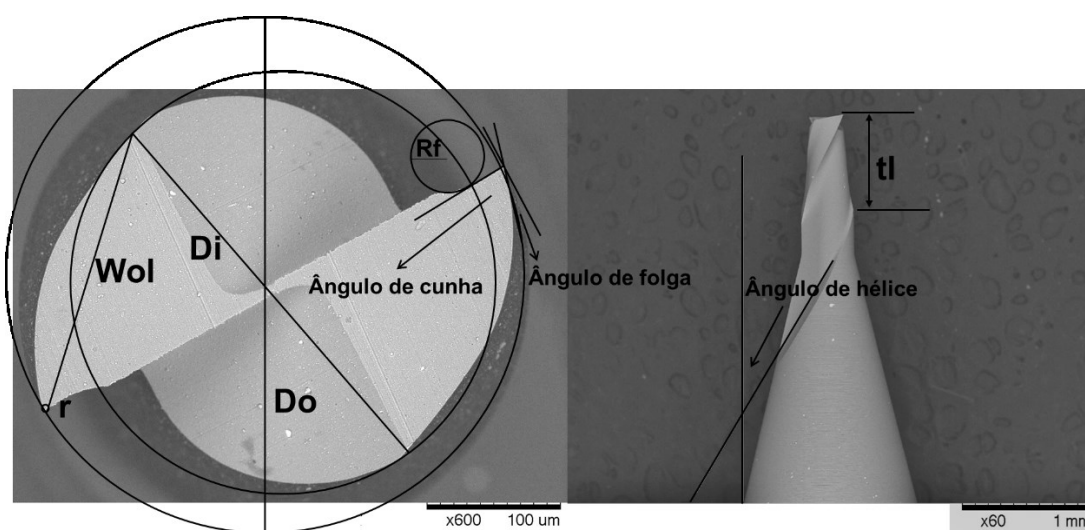


Figura 3.12 – Parâmetros medidos da ferramenta para simulação

Desta forma, os parâmetros para elaboração da geometria da ferramenta foram medidos, utilizando o programa Image J. Os resultados obtidos podem ser observados na Tab.3.2. Ressalta-se que o somatório do ângulo de saída, ângulo de cunha e de folga é 90° . Sendo assim, o ângulo de cunha foi medido para obtenção do ângulo de saída, que era necessário para o programa.

Tabela 3.2 – Parâmetros geométricos da microfresa

Parâmetros da Ferramenta	Resultados das medições
Diâmetro (Do)	0,390 mm
Diâmetro (Di)	0,313 mm
Número de arestas	2
Ângulo de saída	6°
Ângulo de hélice	$31,7^\circ$
Ângulo de folga	10°
Raio de aresta (r)	0,001 mm
Raio do sulco (Rf)	0,021 mm
Comprimento da superfície de folga secundária (wol)	0,223 mm
Comprimento da ferramenta (tl)	0,4 mm

O material do substrato foi definido por meio de informações da biblioteca de dados do programa, relacionadas à classe geral de metal duro (Carbide-General). Entretanto, no AdvantEdge, não há as informações referentes ao revestimento da ferramenta utilizada (AlCrN), sendo necessário, portanto, sua determinação. Dessa forma, os dados requeridos foram obtidos por meio da análise da literatura, sendo utilizadas as informações presentes nos trabalhos de Kumar e Patel (2018a) e Kumar e Patel (2018b). A espessura do revestimento determinada foi de $3\ \mu\text{m}$, em camada única.

Quanto aos parâmetros da malha para a ferramenta, foi empregada uma faixa de valores com o tamanho mínimo do elemento de 0,001 mm e máximo de 1 mm. O tamanho mínimo é empregado na região da ponta da ferramenta, que constitui a principal região de análise, pois é onde ocorrem as maiores deformações e há um gradiente de temperatura maior, possibilitando melhor análise dos fenômenos envolvidos, bem como melhor detalhamento da formação do cavaco. Já o tamanho máximo é empregado longe da região próxima à ponta da ferramenta.

No que se refere às informações do material da peça, o programa AdvantEdge possui um banco de dados com informações de materiais, incluindo a liga analisada neste trabalho (Ti-6Al-4V). Dessa forma, foram utilizados os dados constituintes do programa referente a uma liga padrão de Ti-6Al-4V. O tamanho mínimo e máximo do elemento da malha da peça foi de 0,015 mm e 0,1 mm, respectivamente, sendo os elementos menores empregados na região de corte.

Para descrever o comportamento do material, o modelo constitutivo utilizado foi o *Power Law Model* regido pela Eq. 3.1 (THIRD WAVE SYSTEMS, 2017).

$$\sigma(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) = g(\epsilon) * \Gamma(\dot{\epsilon}) * \Theta(T) \quad (3.1)$$

Em que σ representa a tensão de escoamento, ϵ a deformação plástica, $\dot{\epsilon}$ a taxa de deformação, T a temperatura, $g(\epsilon)$ representa o encruamento do material, $\Gamma(\dot{\epsilon})$ a sensibilidade à taxa de deformação e $\Theta(T)$ o amolecimento térmico.

Os parâmetros do processo foram os mesmos utilizados nos ensaios experimentais, ao empregar a condição de corte um. A temperatura inicial de todo o sistema foi definida como 20 °C. Os fenômenos de atrito na interface cavaco ferramenta foram modelados pela lei de atrito de Coulomb. O coeficiente de atrito utilizado foi de 0,35. A malha da peça consistiu de elementos finitos tetraédricos.

As condições de contorno foram determinadas observando as características dos ensaios experimentais. A peça foi toda engastada, não movimentando em nenhum dos eixos (x, y e z). A ferramenta movimenta na direção do eixo x, rotacionando em sentido horário e realizando o corte da peça. Assim, a peça e a ferramenta permaneceram em movimento relativo. Foram simuladas duas voltas da ferramenta (720°).

Ressalta-se que o *software* AdvantEdge realiza a simulação, empregando o método de *remeshing*, que é uma correção adaptável da malha. Esse processo é feito de forma a combinar com os parâmetros da malha inicial com o objetivo de determinar a malha enquanto a simulação está sendo executada.

Após a definição de todos os parâmetros requeridos, a simulação foi realizada utilizando um *desktop* com processador Intel® Core™ i7-7700 (3,60 GHz), memória interna RAM de 32,0 GB e sistema operacional Windows 10 Pro de 64 bits. O tempo de simulação total foi de 153 h 51 min 50 s com um total de 57 001 elementos referentes à ferramenta, 414 339 referentes à peça e 14 405 929 passos.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados desta pesquisa serão apresentados na seguinte sequência: desgaste de ferramenta, qualidade superficial, formação de rebarbas, análise de cavacos, temperatura da peça durante usinagem e simulação do processo. Por fim, a avaliação da influência do avanço na qualidade dos canais é realizada.

4.1. Desgaste de Ferramenta

Nessa seção, serão apresentados os resultados de desgaste de ferramenta para as condições de corte um, em que foi empregada a ferramenta revestida com a realização de 46 ensaios, e dois, em que se utilizou a microfresa sem revestimento com 17 canais microfresados. Conforme exposto, o desgaste foi medido por meio da redução do diâmetro da microfresa, após realização de cada ensaio, ou seja, a cada 28 mm usinados. Como havia elevada quantidade de material aderido na aresta de corte da ferramenta, essa medição foi complexa e os valores apresentados são números aproximados.

4.1.1. *Desgaste da ferramenta revestida*

No gráfico da Fig. 4.1, pode-se observar a evolução do desgaste medido na microfresa ao empregar a condição de corte um, durante os 1 288 mm usinados. Nota-se que, logo no primeiro ensaio, houve uma elevada redução no diâmetro da ferramenta e, após esse comprimento usinado, o desgaste aconteceu de forma gradativa, até o último ensaio realizado. Sendo assim, o gráfico apresenta duas regiões distintas. Uma delas envolve o primeiro canal usinado, em que houve um desgaste acelerado, indicando que a fresa está se habituando ao processo. Na segunda, que começa a partir do comprimento de corte de 28 mm e se estende até o último comprimento usinado, a taxa de desgaste é praticamente constante e menor.

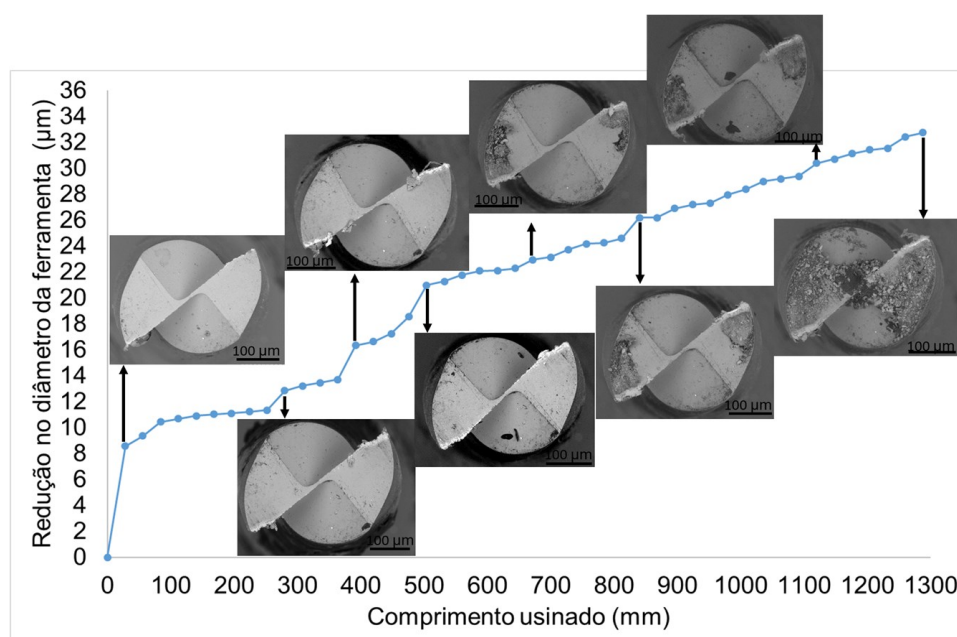


Figura 4.1 – Evolução do desgaste da ferramenta revestida ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Ressalta-se que o comportamento desse gráfico se assemelha ao apresentado pelo desgaste de flanco na usinagem convencional, conforme exposto por Boothroyd e Knight (2006). Entretanto, os autores expõem uma terceira região do gráfico em que o desgaste ocorre a uma taxa gradualmente crescente até a falha da ferramenta, indicando que ele se torna sensível ao aumento da temperatura causada pelo elevado desgaste de flanco. No gráfico gerado para o desgaste de ferramenta nessa condição de corte, não foi identificada a terceira região, sendo necessários, portanto, a realização de mais ensaios para sua identificação.

Cabe destacar que o comprimento usinado com essa microfresa sem que essa tenha sofrido falha foi elevado (1288 mm) ao comparar com outros trabalhos de microusinagem. Essa resistência da ferramenta pode estar relacionada à elevada dureza apresentada pelo revestimento de AlCrN. Corroborando com este estudo, diversos autores (Biermann, Steiner e Krebs (2013); Uzun, Aslantas e Bedir (2013), Aslantas et al (2016)) obtiveram bons resultados quanto ao desgaste de microfresa revestida com AlCrN ao comparar seu desempenho com outros revestimentos. Segundo os pesquisadores, esse resultado está relacionado à característica de alta dureza desse revestimento.

Na Figura 4.2, em que é mostrada a imagem da ferramenta logo após o primeiro ensaio, pode-se observar porque no primeiro comprimento usinado houve o elevado desgaste, ao comparar com o desgaste sofrido após demais ensaios. Nota-se que a extremidade da ponta da microfresa quebrou, evidenciando, segundo Uzun, Aslantas e Bedir

(2013), que o desgaste começou nas extremidades das arestas de corte da ferramenta, onde concentram os seus pontos mais fracos. Assim, esse fato contribui para o desgaste acelerado apresentado nos primeiros instantes do corte.

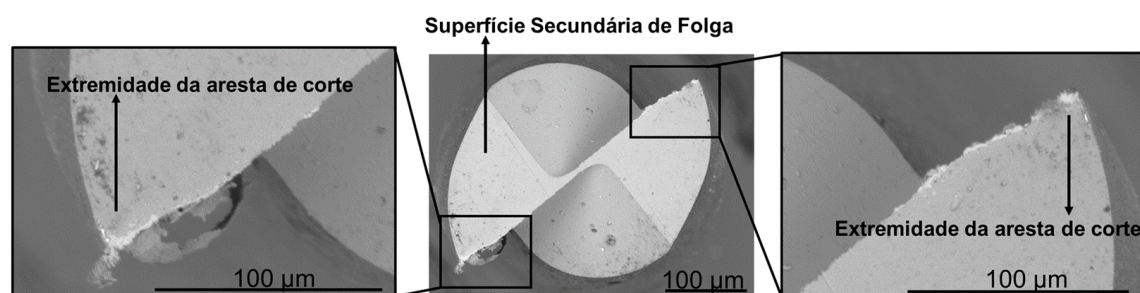


Figura 4.2 – Ferramenta revestida após usinar 28 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Resultados semelhantes aos obtidos nesse estudo foram expostos por Aslantas et al (2016), em que, ao analisarem a evolução do desgaste por meio da redução no diâmetro de quatro ferramentas diferentes na usinagem da liga Ti-6Al-4V, constataram que após o primeiro ensaio (43 mm usinados), houve uma significativa redução do diâmetro da ferramenta. No trabalho desenvolvido por eles, o desgaste apresentado pela ferramenta revestida de AlCrN após esse comprimento usinado foi uma redução de 2 % do seu diâmetro. No presente trabalho, a redução do diâmetro após o primeiro ensaio (28 mm) foi de, aproximadamente, 2,2 %.

Após a realização dos 46 ensaios (1288 mm) no presente estudo, o diâmetro da ferramenta reduziu, aproximadamente, 8,4 %. Uzun, Aslantas e Bedir (2013), ao analisarem o desgaste de microfresas no microfresamento da liga Inconel 718 após 120 mm usinados, constataram reduções no diâmetro da ferramenta revestida de AlCrN entre 9,91% e 3,85%, com diferentes condições de corte, sendo o menor valor obtido com a combinação de maior avanço (5 µm/dente) com a maior profundidade de corte (0,2 mm). Já o maior valor de desgaste foi obtido com a condição de corte com menor avanço (1,25 µm/dente) e menor profundidade de corte (0,1 mm). No presente estudo, a redução do diâmetro após 112 mm usinados, valor aproximado ao do estudo dos autores, foi de 2,7 %. Esse desgaste mais acelerado constatado pelos pesquisadores pode ser, segundo eles, devido à formação de APC causada pela interação química entre o CrN e o Inconel 718 e pela elevada aderência de cavaco na ferramenta.

Para identificação das formas de desgaste apresentadas pela microfresa revestida, foram analisadas todas as imagens feitas da ferramenta após cada ensaio. Portanto, verificou-se as superfícies principal e secundária de folga e a superfície de saída da

ferramenta. A partir dessa análise, foram identificados o arredondamento da ponta, conforme classificado por Opitz (1956) apud Shaw (1986) e o desgaste de flanco, que é o tipo de desgaste mais observado nos trabalhos sobre microfresamento. Na Figura 4.3, pode-se observar exemplos desses tipos de desgaste.

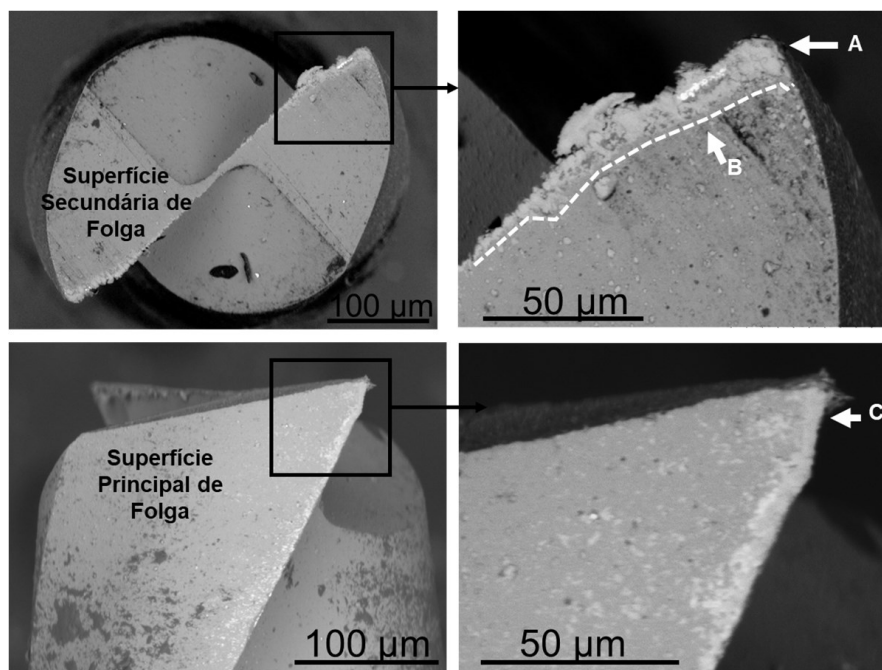


Figura 4.3 – Arredondamento da ponta da ferramenta (A); desgaste de flanco na superfície secundária de folga após 504 mm usinados (B); desgaste de flanco na superfície principal de folga após 112 mm usinados (C), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

O arredondamento de ponta pode ser observado de forma acentuada logo após a usinagem do primeiro canal, conforme pode ser observado na Fig. 4.2. Esse arredondamento se tornou mais evidente com o comprimento usinado. Quanto ao desgaste de flanco, ocasionado, conforme exposto por Boothroyd e Knight (1989), pelo atrito entre a peça e a superfície de flanco da ferramenta, este pode ser observado em duas regiões distintas, uma delas corresponde à superfície secundária de folga, indicado pela letra *B* na Fig. 4.3, a outra se refere à superfície principal de folga, indicado pela letra *C*.

De acordo com a definição, o desgaste de flanco deve ser analisado na superfície principal de folga. Entretanto, diversos pesquisadores que investigam o processo de microusinagem (Aslantas et al (2016); Uzun, Aslantas e Bedir (2013); Alhadeff et al (2019); Aramcharoen et al (2008)) avaliam esse tipo de desgaste a partir da superfície secundária de folga. Isso se deve, segundo Vipindas e Mathew (2019), à grande quantidade de material

aderida na superfície de flanco da aresta de corte principal da ferramenta, que dificulta a identificação do padrão de desgaste nessa região.

Além disso, cabe destacar que outro fator que dificulta analisar e medir o desgaste na superfície principal de folga no presente trabalho, é a necessidade de colocar a ferramenta na mesma posição, após cada ensaio, no MEV. Essa atividade é complexa devido à pequena dimensão da ferramenta, sendo que esta é colocada no microscópio, sem que se saiba a forma exata que ela se encontra. Somente após a obtenção da imagem, é possível verificar sua posição correta. Assim, são necessárias diversas tentativas para obter a posição semelhante da ferramenta, após cada ensaio. Portanto, observar o desgaste na ponta da ferramenta (superfície secundária de folga) é menos complexo, pois, pode-se posicioná-la no MEV com a posição que se deseja. Porém, destaca-se que, em alguns trabalhos, como o de Santos, Silva e Jackson (2018), o desgaste de flanco pode ser avaliado e medido na aresta principal.

Na Figura 4.4, é mostrado, por meio de setas indicativas, exemplo da evolução do desgaste de flanco, até os 560 mm usinados, na superfície secundária de folga em ambas as arestas de corte. A partir da observação das imagens, nota-se que o desgaste nessa região é evidente e que aumentou de forma gradativa, tanto no sentido longitudinal, quanto transversal.

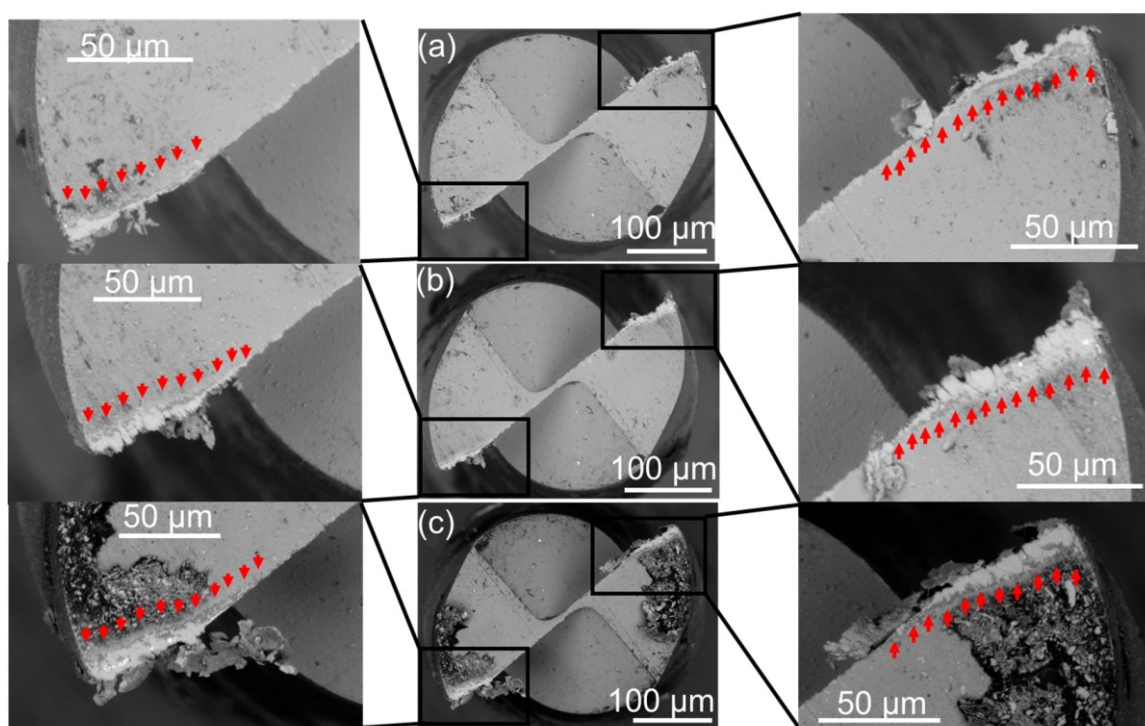


Figura 4.4 – Desgaste de flanco apresentado na superfície secundária de folga, após comprimento de usinagem de (a) 140 mm, (b) 280 mm, e (c) 560 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Quanto aos mecanismos de desgaste, cabe ressaltar que a sua identificação é complexa, devido às pequenas dimensões da ferramenta. As análises feitas nesse estudo se restringem à verificação de imagens obtidas pelo MEV após cada ensaio com diversas ampliações.

Dessa forma, o mecanismo de desgaste mais evidente apresentado pela microfresa foi o de adesão. Nesse mecanismo, o material da peça é aderido na ferramenta e, ao desprender-se, fragmentos microscópicos dela são arrastados juntamente com o material. Desde o primeiro comprimento usinado, foi observado material aderido na ferramenta. Essa observação pode ser feita tanto na superfície principal e secundária de folga, quanto na superfície de saída.

Para verificação da composição do material aderido na ferramenta, análises por meio de EDS foram realizadas após diversos ensaios. Na Figura 4.5, podem ser observados exemplos de resultados das análises de EDS realizadas. Em todos eles, foram identificados componentes constituintes da peça de trabalho. Nota-se a presença de elevada quantidade de titânio, principal composto da liga analisada, sendo obtido mais de 90 % na superfície secundária de folga (EDS 1) e mais de 80 % na superfície de saída (EDS 2). O carbono, identificado na EDS 2, pode ser atribuído ao substrato, o cobre ao termopar e o oxigênio à

ineficiência do equipamento utilizado em deixar apenas o vácuo durante a análise. Quanto ao alumínio, identificado nas duas análises expostas, é constituinte do revestimento, mas pode ter advindo da peça também.

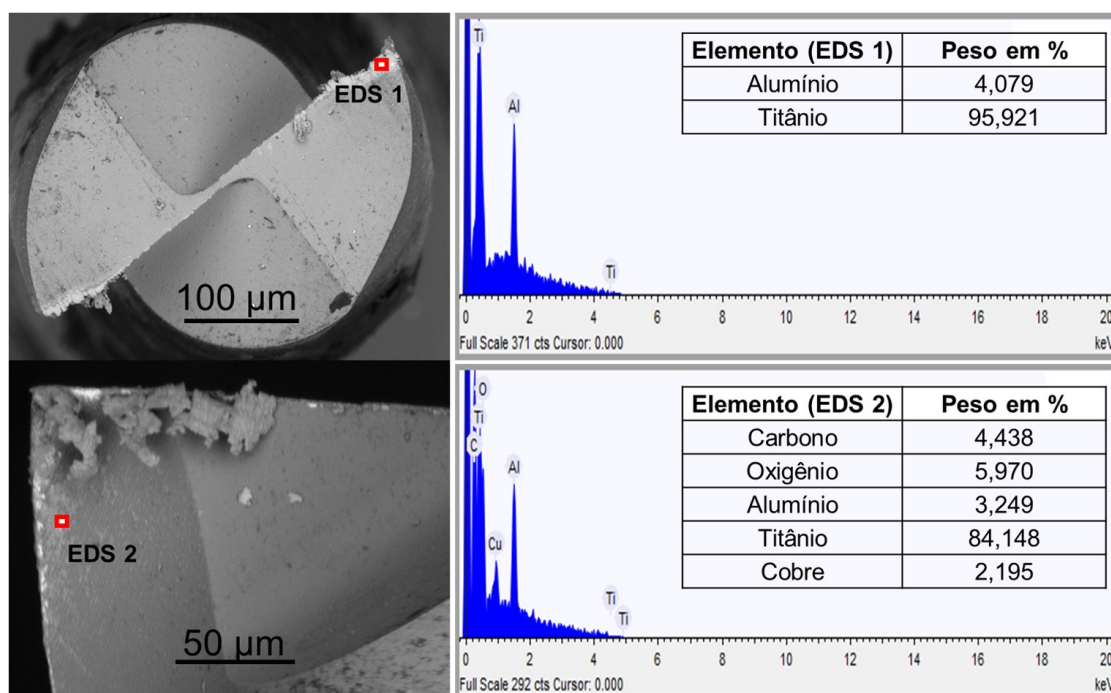


Figura 4.5 – EDS realizada na superfície secundária de folga, após 280 mm usinados (EDS 1) e na superfície de saída, após 364 mm usinados (EDS 2), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Existem alguns fatores que contribuem para a predominância desse mecanismo de desgaste. O primeiro deles é a característica do titânio de apresentar alta reatividade química com a maioria dos materiais e a sua consequente adesão na ferramenta (Ezugwu et al. 2017). Outro fator constitui na velocidade de corte empregada nesse estudo que é relativamente baixa. A adesão tende a ocorrer a velocidades de corte baixas, em que há um fluxo de material irregular, sobre a superfície de saída da ferramenta. Além disso, esse revestimento possui alumínio, que é um dos componentes da peça. Isso faz com que haja uma melhor interação química entre eles, segundo Aslantas et al. (2016).

Na Figura 4.6, pode-se observar uma das arestas de corte da ferramenta após a usinagem de dois canais consecutivos. Nota-se que após a usinagem do 8º canal (224 mm usinados), a aresta de corte está com grande quantidade de material aderido. Já após o canal posterior, 9º canal (252 mm usinados), pode-se observar que parte do material que estava aderido na ferramenta se desprendeu. Isso, conforme exposto, ocasiona desgaste da ferramenta, pois o material desprendido leva fragmentos desta junto a ele. Nota-se

também, que a região com material aderido aumentou de um comprimento usinado para o outro. Esse processo de aderência e desprendimento de material aderido na aresta de corte é constante, levando ao maior desgaste de ferramenta e contribuindo para a redução no seu diâmetro.

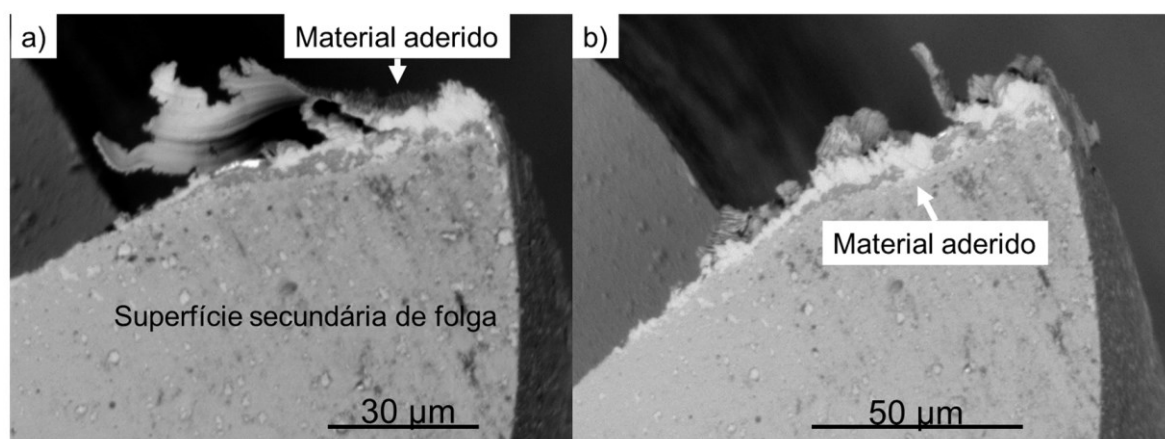


Figura 4.6 – Aresta de corte da ferramenta após usinagem de (a) 224 mm e (b) 252 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Foi observado, após a realização do 3º ensaio (84 mm usinados), a ocorrência de microlascamento em uma das arestas de corte, conforme é mostrado na Fig. 4.7. Esse desgaste pode ter ocorrido devido ao desprendimento de material aderido na ferramenta, que levou partículas maiores desta junto a ele. O lascamento é comum em processos de corte interrompido, como o fresamento. Porém, nesse estudo, foi observada sua ocorrência apenas uma vez e, após isso, foi possível a continuação de ensaios com a mesma ferramenta. A ocorrência pontual do lascamento pode ser devido ao efeito do revestimento, pois, segundo Aslantas et al (2016) e Uzun, Aslantas e Bedir (2013), o revestimento auxilia na redução da ocorrência deste desgaste. Também, é importante lembrar, segundo Alhadeff et al. (2019), o tamanho relativo dos grãos da peça em relação ao da ferramenta, que pode fazer com que a estrutura não pareça homogênea, ocasionando variação nas forças de usinagem. Isso pode causar súbitas fraturas nas arestas de corte.

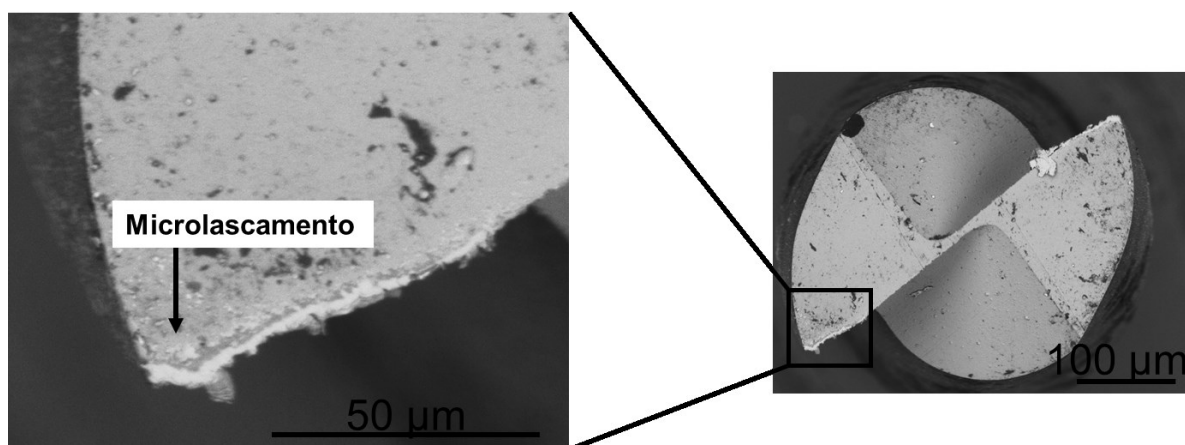


Figura 4.7 – Microlascamento evidenciado após comprimento de usinagem de 84 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Além disso, com aumento do desgaste, foi identificado o destacamento do revestimento nas extremidades da aresta de corte da ferramenta, onde o desgaste de flanco foi mais evidente. Na Figura 4.8, pode-se observar uma das arestas de corte da ferramenta após dois ensaios diferentes. Em ambos, pode ser notado o substrato desta. Uma análise por meio de EDS, na região em que se observa o substrato, foi feita para verificação dos componentes. Como pode ser observado, a região verificada contém mais de 50 % de tungstênio, constituinte do substrato, além da presença de carbono, comprovando, portanto, que o revestimento foi destacado nessa parte da microfresa.

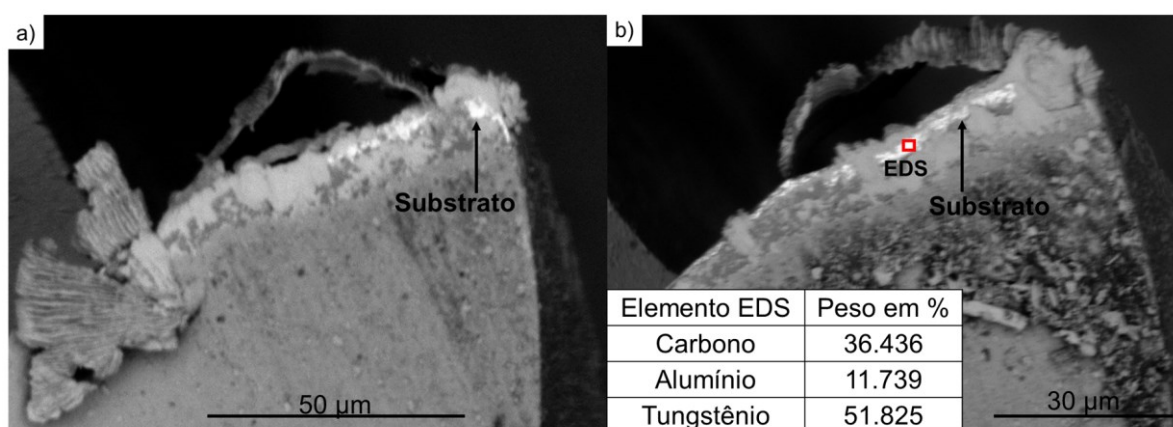


Figura 4.8 – Evidência do substrato da aresta de corte da ferramenta após usinagem de (a) 392 mm e (b) 532 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Cabe ressaltar que grande parte dos trabalhos de microusinagem tem destacado a presença de aresta postiça de corte nas ferramentas durante o processo. Aslantas et al. (2016) constataram a presença de APC na microusinagem da liga Ti-6Al-4V com ferramentas sem revestimento e revestidas com TiN e AlCrN. Kiswanto, Zariatn e Ko (2014) identificaram a formação de APC no microfresamento da liga de alumínio 1100 e relacionaram seu destacamento periódico ao lascamento sofrido pela ferramenta. Wang, Zou e Huang (2019) identificaram formação de APC na superfície de saída na microusinagem da liga de Ti-6Al-4V com uma microferramenta revestida de Ti(C7N3). Essa formação se deve, segundo autores, à baixa velocidade de corte empregada no processo e à característica da liga usinada de possuir duas fases com alta reatividade química.

Essas características se assemelham às empregadas no presente estudo. Entretanto, não há confirmação da formação de APC durante os ensaios realizados. Ao analisar as imagens da ferramenta, se constata apenas evidências da sua ocorrência, que podem ser observadas tanto na superfície de saída, como na superfície secundária de folga, conforme exposto na Fig. 4.9.

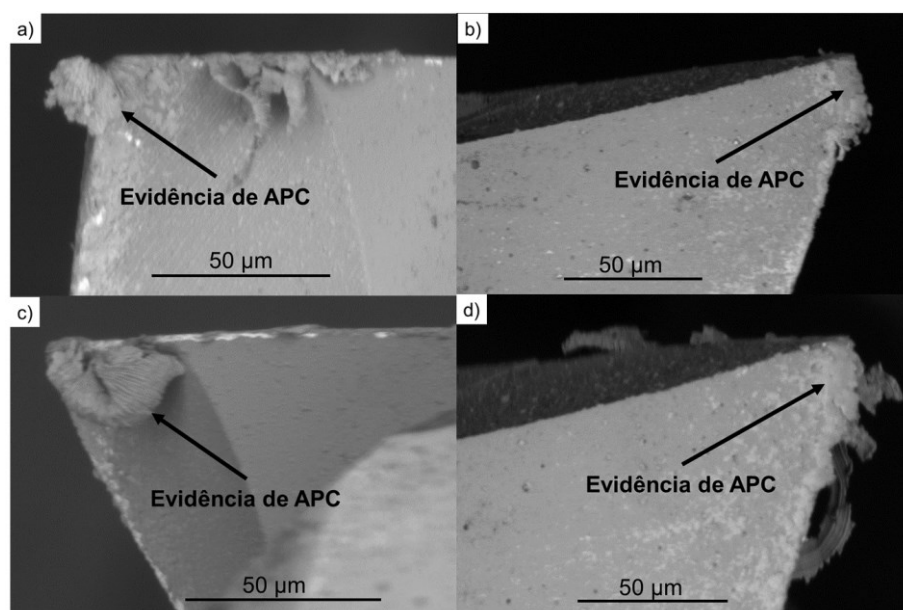


Figura 4.9 – Evidência de APC após usinagem de (a) 224 mm, (b) 252 mm, (c) 532 mm e (d) 392 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Para confirmação da formação de APC, são necessários estudos mais aprofundados, pois ela constitui um fenômeno definido, que envolve deformação plástica, encruamento e formação de microtrincas. Para tanto, seriam necessárias análises por meio de congelamento do corte, usando técnicas de *Quick-Stop*, em que, segundo Chern (2005), o

processo de corte é interrompido repentinamente ao reduzir a velocidade relativa entre a peça e a ferramenta para zero, deixando a raiz do cavaco em condições de análises em microscópios de estudos. Uma das principais estratégias é acelerar ou retirar a ferramenta da ação de corte e afastá-la da peça de trabalho, deixando o cavaco como um corpo livre preso à peça de trabalho. Portanto, são necessárias melhores análises para sua identificação no processo de microusiangem.

4.1.2. Desgaste da ferramenta sem revestimento

Na Figura 4.10, pode-se observar o gráfico da evolução do desgaste ao empregar a condição de corte dois (ensaio com ferramenta sem revestimento). Nota-se que há um desgaste acelerado no início do gráfico, observado durante os três primeiros ensaios. Após esse comprimento usinado, o desgaste ocorreu de forma gradativa. Também, não foi observada a terceira região característica do gráfico de flanco.

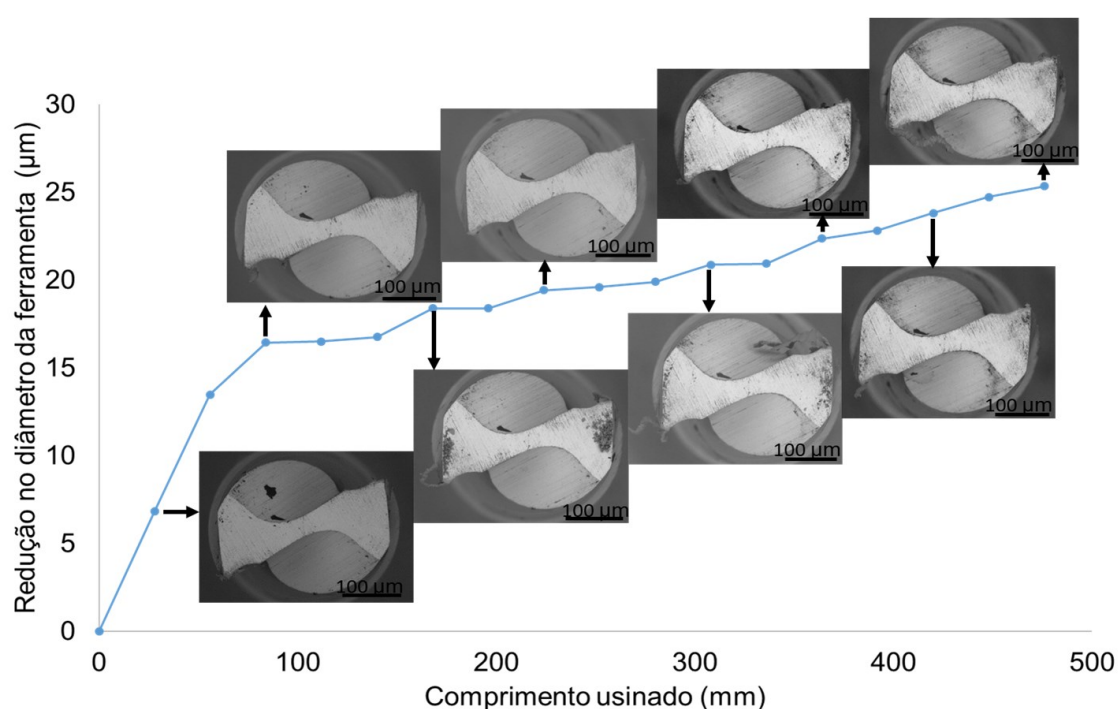


Figura 4.10 – Evolução do desgaste da ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Após o primeiro ensaio, o diâmetro reduziu, aproximadamente, 1,8 %, valor aproximado ao empregar a condição de corte 1. Entretanto, no presente trabalho, o desgaste

acelerado prosseguiu até o terceiro ensaio (84 mm usinados), com uma redução no diâmetro de, aproximadamente, 4,35 %. Ao observar o gráfico da evolução do desgaste ao empregar a ferramenta revestida, constata-se que a redução de, aproximadamente, 4,4 % no diâmetro da ferramenta foi atingido após os 448 mm usinados. Assim, observa-se que a condição de corte um, em que foi empregada ferramenta revestida e com geometria diferente da condição de corte dois, proporcionou evolução de desgaste menos acelerada, quanto à redução do diâmetro. Essa diferença pode ser devida, principalmente, ao efeito do revestimento.

No que se refere às formas de desgaste, foram observadas as mesmas identificadas na condição de corte um, o arredondamento de ponta e o desgaste de flanco. Na Figura 4.11, pode-se observar exemplos dessas formas de desgaste apresentadas pela ferramenta sem revestimento.

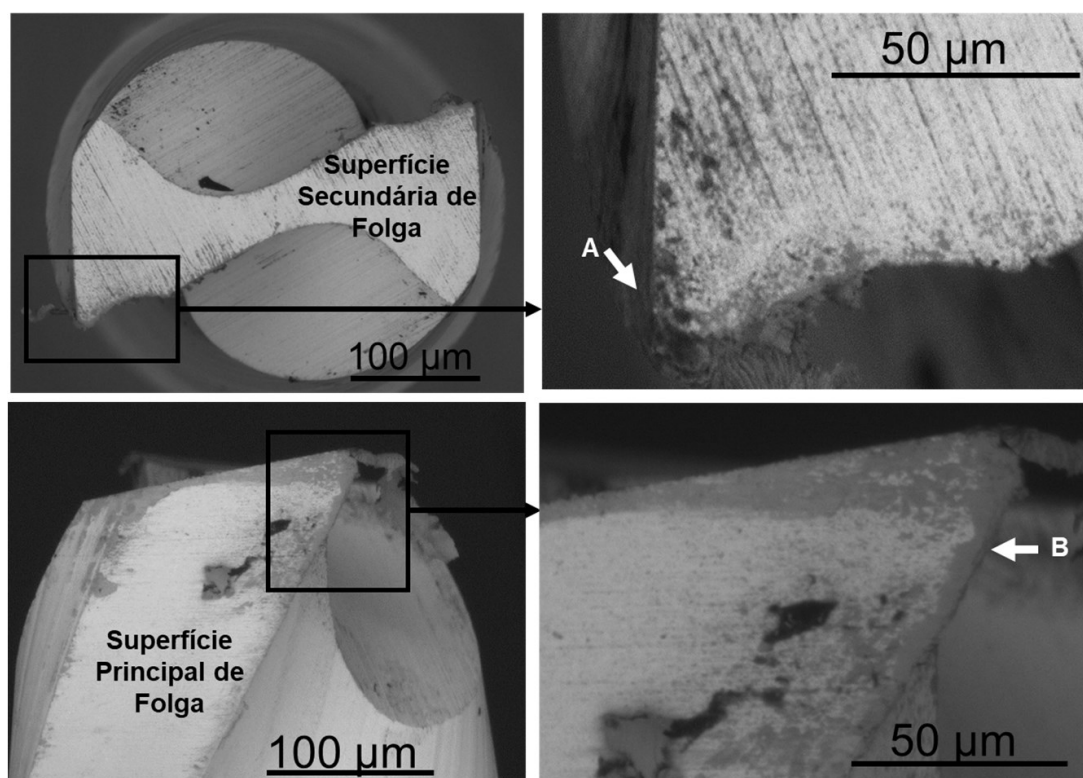


Figura 4.11 – Arredondamento da ponta da ferramenta (A) e desgaste de flanco (B) após 476 mm usinados, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Entretanto, cabe ressaltar que foi observado que o desgaste de flanco analisado no sentido longitudinal na superfície secundária de folga foi pouco evidente. Conforme é mostrado na Fig. 4.12, o desgaste se concentrou na extremidade da ponta da ferramenta.

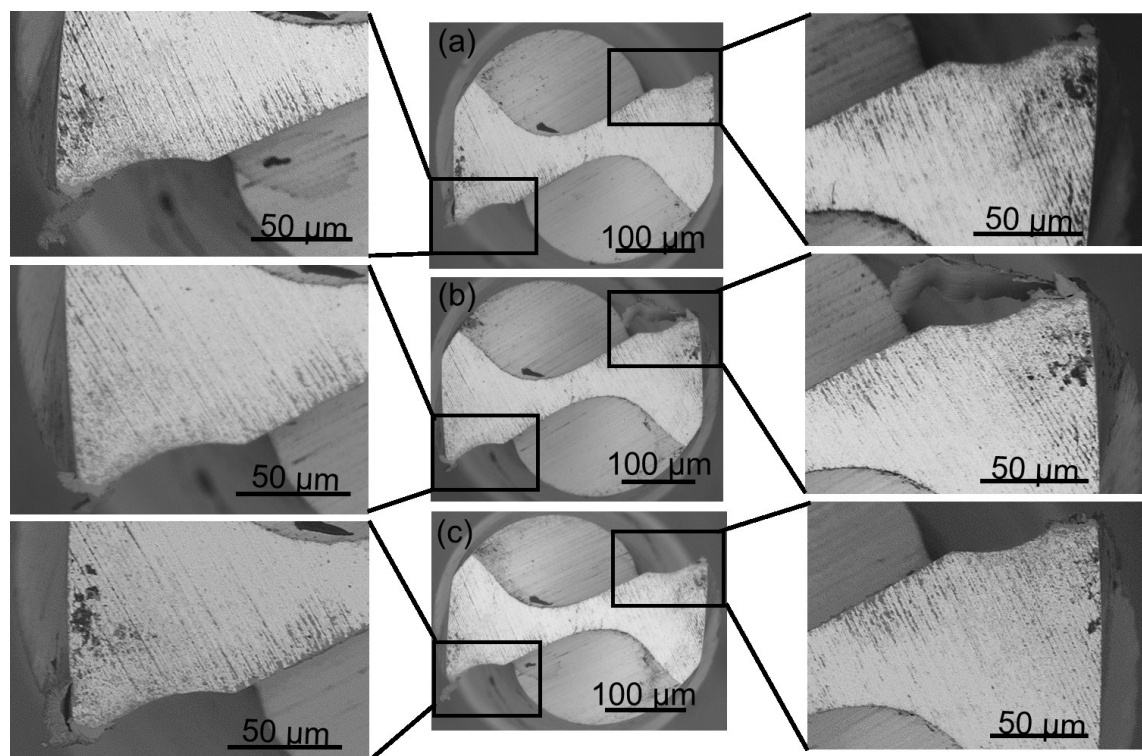


Figura 4.12 – Desgaste de flanco apresentado na superfície secundária de folga, após comprimento de usinagem de (a) 140 mm, (b) 280 mm, e (c) 420 mm, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m

Assim, ao comparar a evolução do desgaste de flanco no sentido longitudinal na superfície secundária de folga ao empregar a condição de corte um e dois, nota-se que a ferramenta sem revestimento obteve melhor desempenho, ou seja, menor desgaste nesse sentido. Ao analisar as características das duas ferramentas, foram evidenciadas as diferenças na geometria de ambas, sendo que uma destas se destacou, mostrando que pode ser o principal fator para o menor desgaste na região analisada na ferramenta sem revestimento, que é o ângulo de posição secundário.

Na Figura 3.13, pode-se observar, por meio da imagem da superfície secundária de folga, que há um encurvamento maior da aresta de corte na ferramenta sem revestimento. Essa característica está indicada por setas. Por meio da vista do plano de referência, que mostra a superfície de saída, pode-se observar o ângulo de posição secundário. Nota-se que a ferramenta revestida apresenta um ângulo de posição secundário menor do que a ferramenta sem revestimento. Utilizando o programa de medição ImageJ, esse ângulo de ambas as ferramentas foi medido, obtendo um valor de, aproximadamente, $3,4^\circ$ para a microfresa revestida e de $7,4^\circ$ para a ferramenta sem revestimento, sendo, portanto, mais que o dobro do primeiro valor. Com o desgaste, o ângulo de posição secundário, ângulo

entre o plano de corte secundário (aresta secundária de corte) e o plano de trabalho, diminui e, assim, o ângulo de folga secundário reduz, fazendo com que haja desgaste de flanco na posição longitudinal da superfície secundária de folga. Dessa forma, como sugestão do presente trabalho, tem-se que o maior ângulo de posição secundário contribui para menor desgaste de flanco na superfície secundária de folga, que tem sido o principal desgaste identificado nos trabalhos de microusinagem.

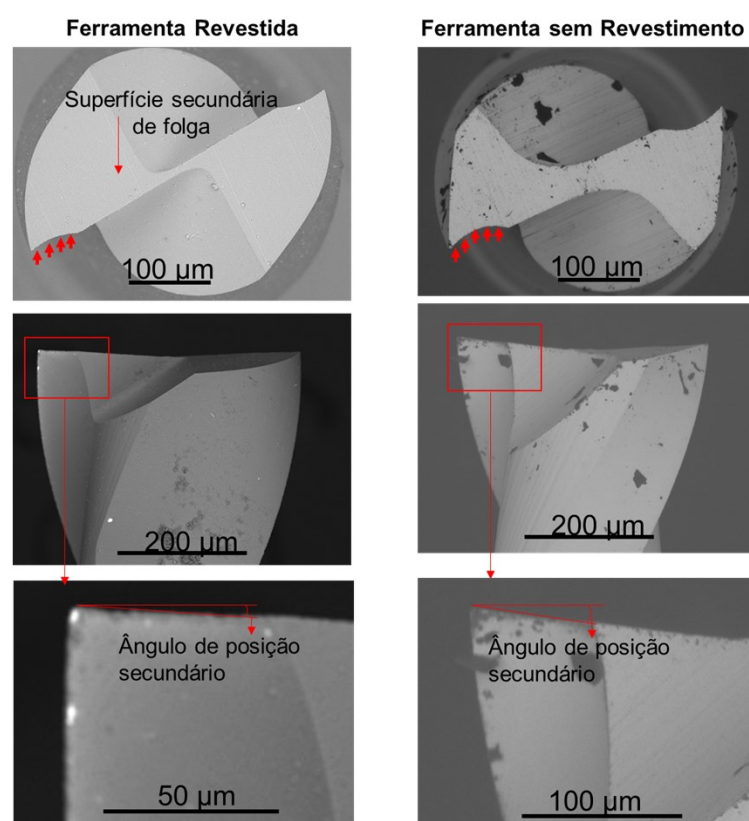


Figura 4.13 – Ângulo de posição secundário das microfresas revestida e sem revestimento

No que se refere aos mecanismos de desgaste, foi observado, desde o primeiro ensaio, material da peça aderido na aresta de corte da ferramenta, sendo identificado, portanto, a ocorrência do mecanismo de desgaste por adesão. À medida que o comprimento usinado evoluiu, material da peça aderiu à ferramenta e se desprende, contribuindo para o desgaste da sua aresta de corte. Na Fig. 4.14, é mostrada a ferramenta com material aderido nas duas arestas de corte. EDSs foram realizadas e foi constatada a presença de titânio e vanádio, que fazem parte da peça de trabalho.

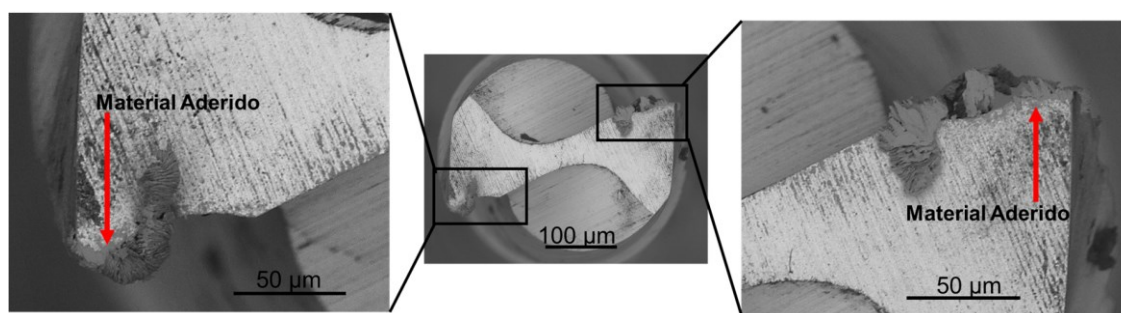


Figura 4.14 – Material aderido na ferramenta sem revestimento após 448 mm usinados, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Na Figura 4.15, é possível observar imagens da aresta de corte em uma sequência de ensaios, em que se nota que a elevada quantidade de material aderido após o sexto ensaio é desprendida no sétimo. Essa constatação foi feita em diversos ensaios consecutivos. A ocorrência desse fenômeno contribui para a evolução gradativa do desgaste da microfresa.

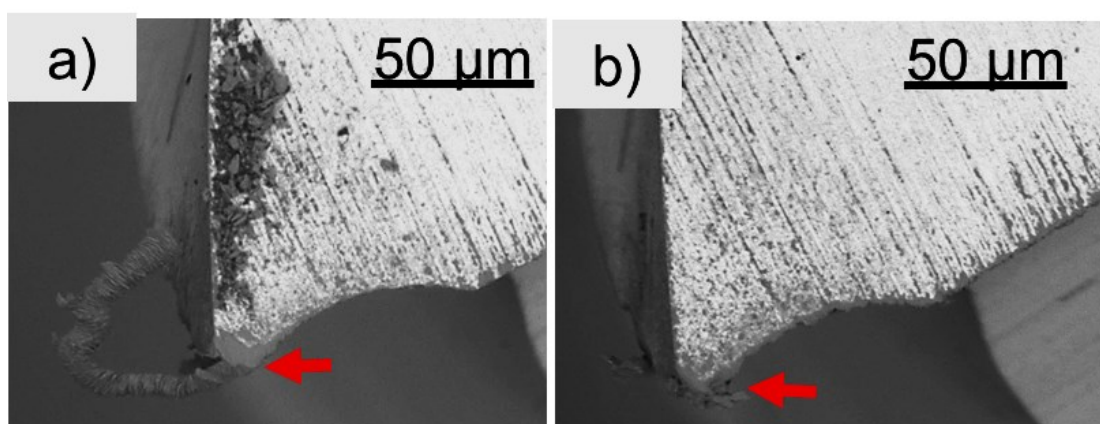


Figura 4.15 – Aderência e desprendimento de material da peça na aresta de corte da ferramenta sem revestimento, após sexto (a) e sétimo (b) ensaio, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Cabe destacar que o microlascamento foi identificado como a principal causa para o desgaste acelerado da microfresa. Logo após o primeiro ensaio, ocorreu microlascamento em uma das arestas de corte, conforme pode ser observado na Fig. 4.16, em que se nota grande perda de parte da aresta de corte, ao comparar com a ferramenta nova. No segundo e terceiro ensaios, também ocorreram microlascamentos na mesma aresta de corte, acelerando o desgaste até esse comprimento usinado. Ressalta-se que, na outra aresta de

corte, não houve identificação de microlascamento. No estudo realizado por Aslantas et al (2016), o lascamento foi evidenciado principalmente nas ferramentas sem revestimento.

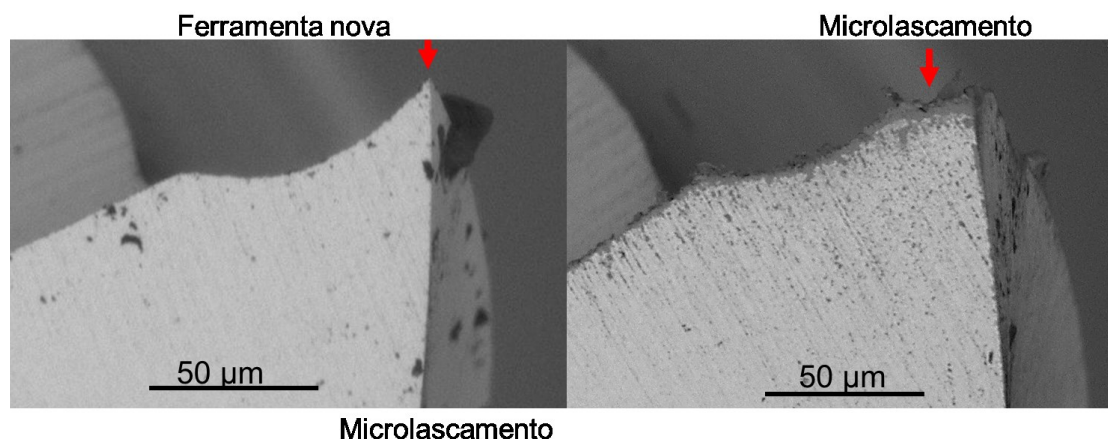


Figura 4.16 – Microlascamento da aresta de corte após primeiro ensaio (28 mm usinados), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Resultados semelhantes aos obtidos nesse estudo foram identificados por Wang et al. (2020), que constataram, durante microfresamento da liga Ti-6Al-4V usando uma microfresa de revestida de Ti(C7N3), que a adesão e o microlascamento foram os principais mecanismos de desgaste de ferramenta.

4.2. Qualidade Superficial

Nessa seção, serão apresentados os resultados para qualidade superficial obtidos ao empregar a condição de corte um (ferramenta revestida) e condição de corte dois (ferramenta sem revestimento). Para tanto, são apresentados os valores para os parâmetros de rugosidade R_a , R_q , R_z , R_t , R_{sk} , R_{ku} . Ressalta-se que foram feitas três medições em canais alternados. Todos esses parâmetros de rugosidade foram analisados para se fazer uma análise mais aprofundada, tendo em vista que cada um é medido de forma diferente, podendo indicar comportamentos distintos. Além disso, características observadas nas imagens dos canais obtidas pelo MEV, foram analisadas.

4.2.1. Qualidade Superficial ao empregar ferramenta revestida

O parâmetro mais utilizado para verificação da rugosidade superficial, tanto na usinagem convencional, quanto na microusinagem, é o Ra . Na Figura 4.17, são mostrados os valores obtidos para este parâmetro, em canais alternados entre o primeiro e o 45° canal, ao empregar a ferramenta revestida. Primeiramente, pode-se constatar que a média dos valores apresentados foi baixa para todos os canais analisados, sendo que estes se encontram em um intervalo entre 0,156 e 0,197 μm . Esses valores foram menores do que os obtidos por Aslantas et al (2016), em que a ferramenta com revestimento de AlCrN proporcionou superfície com rugosidade mínima em relação às demais ferramentas analisadas, sendo o menor valor obtido, no início dos ensaios, próximo a 0,3 μm . Tendo em vista que o parâmetro Ra não é sensível a pequenas mudanças no processo, conforme exposto por Gadelmawla (2002), o parâmetro Rq também foi avaliado. Na Figura 3.17, pode-se observar a média dos valores obtidos para o Rq . Nota-se que o comportamento do gráfico é semelhante ao apresentado pelo gráfico gerado para a rugosidade Ra e seus valores medidos foram baixos.

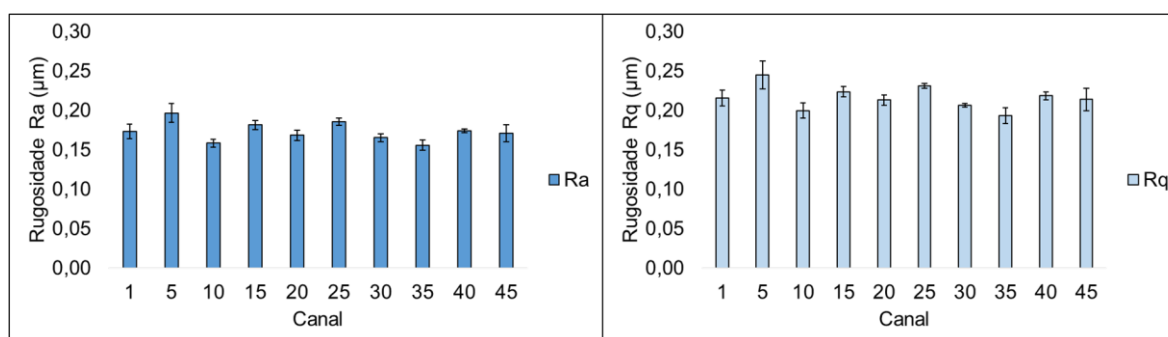


Figura 4.17 – Rugosidade Superficial Ra e Rq dos canais 1 ao 45, ao empregar ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Quanto ao comportamento da rugosidade em relação ao comprimento usinado, tanto para o Ra , quanto para o Rq , nota-se que os dados não apresentaram uma tendência. Portanto, o valor da rugosidade superficial *para* ambos os parâmetros não sofreu influência do desgaste da ferramenta. Esse resultado difere de trabalhos presentes na literatura, como o apresentado por Kiswanto, Zariatin e Ko (2014) que, ao analisar o microfresamento de uma liga de alumínio 1100, verificaram que o tempo de usinagem influencia significativamente na rugosidade superficial, sendo que esta variável aumenta com o

comprimento usinado. Já Filiz et al (2007) fizeram uma constatação diferente na investigação do microfresamento do cobre 101, indicando que a rugosidade diminui com o desgaste de ferramenta ao empregar microfresas de metal duro. Esse comportamento, segundo os autores, está relacionado ao aumento do raio de aresta que deixa marcas com picos e vales menores.

Esse comportamento em que o desgaste não exerceu influência na rugosidade, ao analisar o Ra e Rq , pode estar relacionado à geometria da ferramenta revestida, que conforme exposto na seção 4.1.2, possui um ângulo de posição secundário pequeno, não sofrendo, assim, grande variação com o desgaste. Assim, a mudança na aresta de corte devido ao desgaste não exerce grande efeito sobre a superfície usinada, quanto aos picos e vales.

Os parâmetros Rz e Rt , que são mais sensíveis a altos picos e vales profundos, também foram analisados. Na Figura 4.18, pode-se observar os gráficos gerados para ambos. O Rt , que soma a altura do maior pico do perfil com o vale mais profundo, não sofreu grandes variações, estando seus valores dentro de um intervalo de 1,211 e 1,443 μm . Segundo Shaw (1986), o valor para Rt entre 1 e 2 μm , é baixo, sendo obtido por ferramentas afiadas. Valores menores que 1, se referem a superfícies polidas ou lapidadas. Sendo assim, nota-se que os valores para esse parâmetro obtido nesse trabalho foram baixos, próximos ao de superfícies polidas. Quanto ao Rz , que considera os maiores picos e maiores vales do perfil (média das cinco alturas máximas), também apresentou comportamento semelhante, não mostrando tendência com o comprimento usinado. Os valores para este parâmetro ficaram entre 0,994 e 1,220 μm .

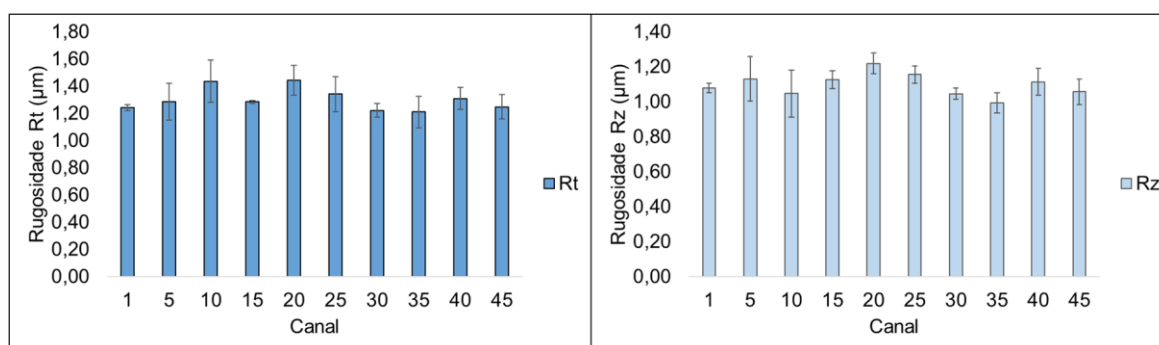


Figura 4.18 – Rugosidade Superficial Rz e Rt dos canais 1 ao 45, ao empregar ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Os fatores de assimetria (Rsk) e de achatamento (Rku) do perfil também foram avaliados. Na Figura 4.19, são mostrados os gráficos para esses dois parâmetros de

rugosidade. Os valores para Rsk variaram entre $-0,308$ e $-0,702 \mu\text{m}$, não sendo possível observar uma tendência com o comprimento usinando. Nota-se que todos os valores foram negativos. Isso indica que os perfis possuem mais vales do que picos. Isso porque a ferramenta passa sobre a superfície de forma similar a uma ferramenta com aresta raspadora, em que os picos são alisados, predominando os vales na superfície usinada. Já o Rku , apresentou valores dentro de uma faixa de $2,699$ e $3,380 \mu\text{m}$, sendo que a maioria dos valores (canais 1, 5, 10, 25, 30, 35 e 45) estão próximos a 3, indicando que estes apresentaram uma forma gaussiana balanceada. Os canais 20 e 40 apresentaram valores para o parâmetro Rku acima de $3 \mu\text{m}$, indicando que há a presença de picos e/ou vales com formatos afunilados, ou seja, não são achatados, mas agudos. Já o canal 15, apresentou o valor de $2,699 \mu\text{m}$ para o Rku , indicando o oposto dos demais, ou seja, que o perfil possui picos e/ou vales arredondados.

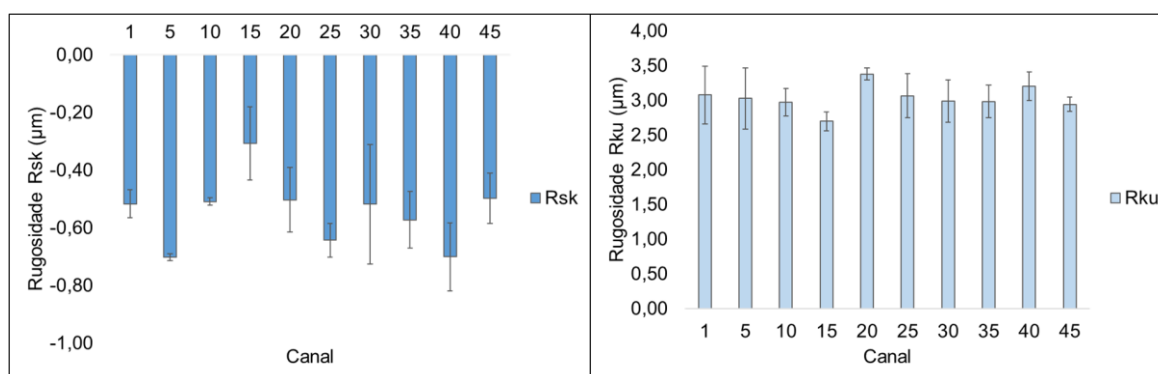


Figura 4.19 – Rugosidade superficial Rsk e Rku dos canais 1 ao 45, ao empregar ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min , avanço de $2 \mu\text{m/dente}$ e profundidade de corte de $20 \mu\text{m}$

Na Figura 4.20, são mostrados exemplos de três perfis em que o Rku foi caracterizado de forma diferente, pertencentes aos canais 45, 40 e 15. O primeiro exemplo, perfil do canal 45, mostra a forma do perfil de rugosidade obtido pela maioria dos canais, em que foi apresentado Rsk negativo e Rku próximo a $3 \mu\text{m}$. Nele, nota-se a presença de muitos vales profundos e poucos picos elevados. No perfil do canal 40, que obteve Rsk negativo e Rku acima de $3 \mu\text{m}$, também, nota-se a presença de mais vales profundos do que picos altos, sendo que os vales são maiores e mais agudos. Já no perfil do canal 15, nota-se a presença de mais vales, porém com uma diferença menos expressiva, ao comparar com os picos, mostrando uma distribuição mais uniforme entre picos e vales. Além disso, nota-se que os vales são menos afunilados que nos demais perfis. Cabe ressaltar, entretanto, que

ao comparar os três perfis, nota-se que as diferenças entre eles são pequenas, refletindo o comportamento mostrado nos gráficos para os parâmetros de rugosidade avaliados.

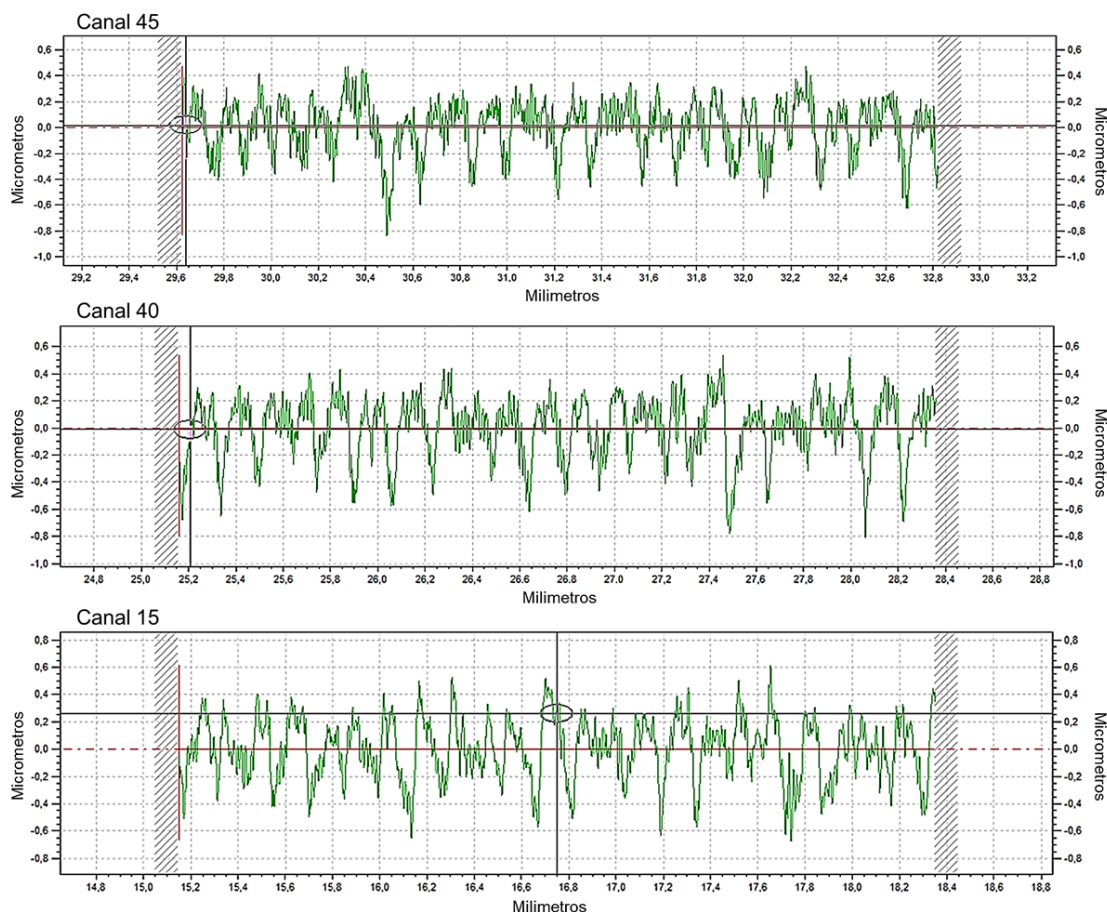


Figura 4.20 – Exemplo de perfil de rugosidade do canal 45, 40 e 15, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

A qualidade superficial também foi analisada por meio de fotos da superfície usinada. Foram feitas e observadas imagens ao longo de todos os canais. Assim, foi verificado se havia alguma característica diferente e as marcas da microfresa.

Primeiramente, a característica mais evidente observada está relacionada às marcas deixadas pela ferramenta. Ao analisar a superfície de cada canal, constatou-se que haviam marcas evidentes em direção oposta ao avanço da ferramenta. Essas marcas ficaram mais evidentes do que aquelas que foram formadas na direção de avanço. Na Figura 4.21, pode-se observar um exemplo das marcas formadas em todos os canais usinados com a ferramenta revestida. Essas marcas indicam que a aresta de corte, em seu período inativo, fica em contato com a superfície da peça. Essas marcas podem sugerir uma pequena

inclinação do mandril em relação à mesa da máquina ferramenta utilizada. Isso deve ser avaliado, por meio de um ensaio geométrico da máquina ferramenta.

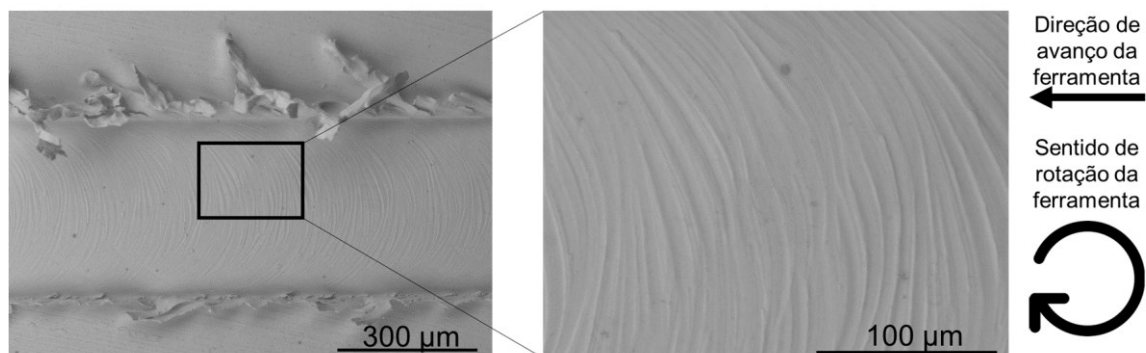


Figura 4.21 – Marcas da aresta de corte da ferramenta na superfície da peça no 21° canal, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Essas marcas em direção oposta ao avanço permaneceram semelhantes em todos os canais usinados, desde o primeiro ao último. Na Figura 4.22, pode-se observar as marcas na superfície do canal 1, 16 e 45. Nota-se que, em todos, há presença das marcas de forma evidente. Isso mostra porque os valores para os parâmetros de rugosidade não demonstraram tendência, sendo que o Ra , Rq , Rt e Rz apresentaram valores próximos para os diferentes canais.

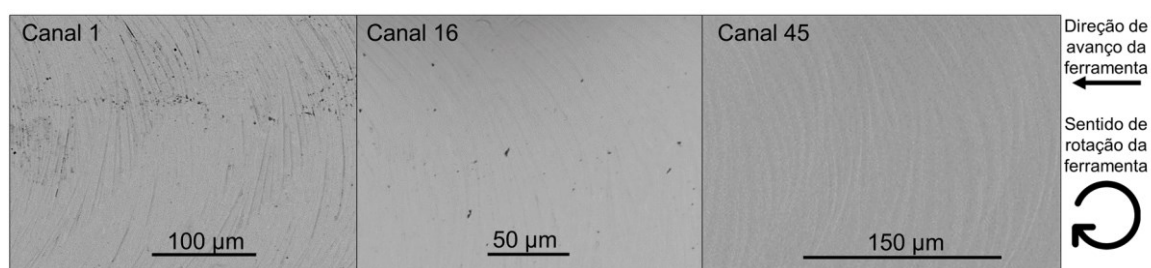


Figura 4.22 – Marcas presentes na superfície dos canais 1, 16 e 45, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Além disso, nota-se que as marcas se mostram irregulares. Na Figura 4.23, as setas acompanham uma das marcas deixadas pela aresta de corte da ferramenta. Essa suposta irregularidade pode ser devido à ocorrência de fluxo lateral, do inglês *side flow*, que é, segundo Xu, Fang e Zhang (2018), a deformação plástica de pequenas rebarbas da peça em direção oposta a de avanço. Para Shaw (2005), esse fenômeno ocorre porque o material deixado para trás na aresta de corte secundária é submetido a pressão suficientemente alta

para fazer com que o metal flua para o lado. A ocorrência desse fenômeno pode ter forte relação com o elevado desgaste na superfície secundária de folga sofrido pela ferramenta revestida.

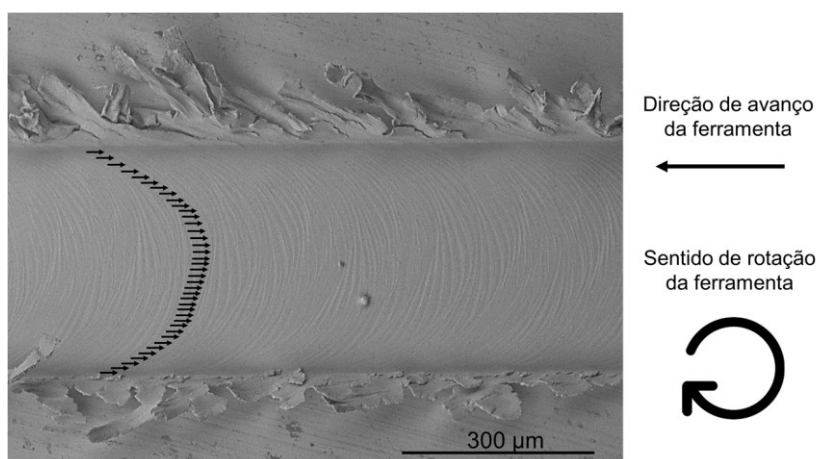


Figura 4.23 – Marcas com indício da ocorrência de fluxo lateral na superfície do 38° canal, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

4.2.2. *Qualidade Superficial ao empregar ferramenta sem revestimento*

Os parâmetros de rugosidade avaliados ao empregar a ferramenta revestida também foram verificados ao empregar a ferramenta sem revestimento (condição de corte 2). Na Figura 4.24, podem-se observar os valores para os parâmetros Ra e Rq para os canais 1, 5, 10, 15 e 17. Nota-se que a média da rugosidade Ra para todos os canais analisados ficaram no intervalo de 0,221 a 0,277 μm , sendo o maior valor obtido no primeiro canal e o menor no último. Assim, ao analisar o gráfico, observa-se que há uma tendência da rugosidade diminuir com o comprimento usinado. Esse comportamento se assemelha ao identificado por Filiz et al (2007) e é o mais frequente no processo de fresamento. A ponta arredondada, devido ao desgaste, passa a produzir superfícies com picos cada vez menores, ou seja, o efeito da aresta arredondada, similar à ferramenta com aresta raspadora, se torna mais evidente com o desgaste. O gráfico obtido para o Rq confirma esse comportamento, sendo que o menor valor de rugosidade (0,278 μm) foi apresentado pelo último canal (17), e o maior (0,344 μm) pelo primeiro canal formado. Entretanto, ressalta-se que não foram realizadas réplicas dos ensaios, não sendo, portanto, possível uma análise estatística. Dessa forma, são feitas apenas constatações.

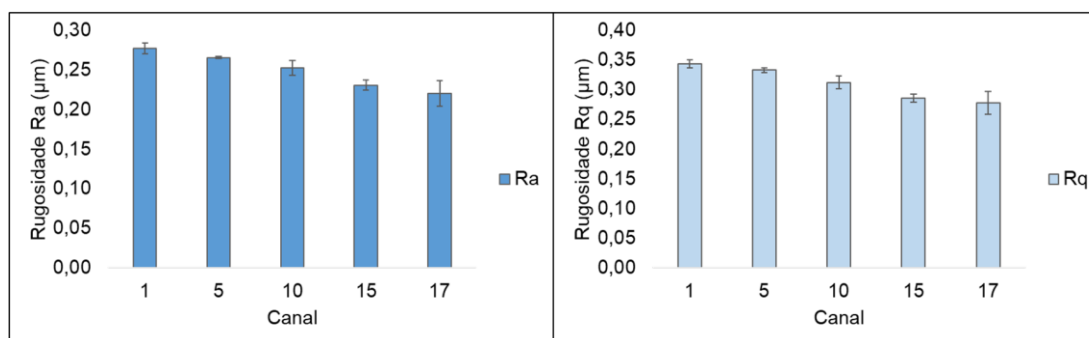


Figura 4.24 – Rugosidade Superficial Ra e Rq dos canais 1 ao 17, ao empregar ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Os gráficos gerados a partir dos valores obtidos para os parâmetros Rz e Rt são mostrados na Fig. 4.25. As médias para Rz variaram entre 1,938 e 1,508 μm , sendo o menor valor obtido pelo último canal, apresentando assim, a tendência de reduzir com o comprimento usinado. Quanto ao Rt , este variou entre 1,859 e 2,374 μm , valor baixo de acordo com a classificação feita por Shaw (1986), e apresentou o mesmo comportamento dos demais parâmetros, ou seja, a rugosidade mostrou a tendência de diminuir com o desgaste.

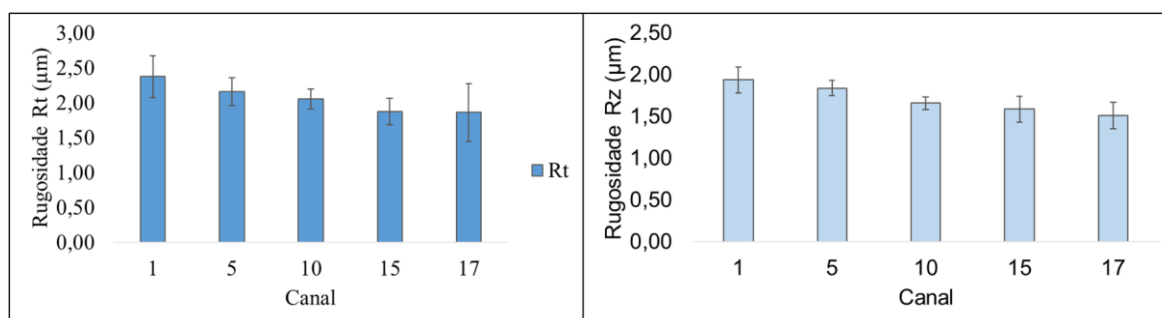


Figura 4.25 – Rugosidade Superficial Rz e Rt dos canais 1 ao 17, ao empregar ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Os fatores de assimetria (Rsk) e de achatamento (Rku) do perfil dos canais analisados são mostrados nos gráficos da Fig. 4.26. Nota-se que todos os valores para o Rsk foram negativos, indicando que os perfis possuem mais vales que picos. Os valores variaram entre -0,034 e -0,390 μm e apresentaram a tendência de diminuir com o

comprimento usinado, mostrando a tendência de o perfil apresentar mais vales à medida que o desgaste de ferramenta aumenta. Isso acontece porque a ponta da ferramenta se torna mais arredondada com o desgaste, alisando os picos do perfil da superfície. Quanto ao Rku , este apresentou valores próximos em todos os canais, sendo que a variação deste esteve entre 2,880 e 2,999 μm . Assim, nota-se que todos os valores ficaram próximos a 3 μm .

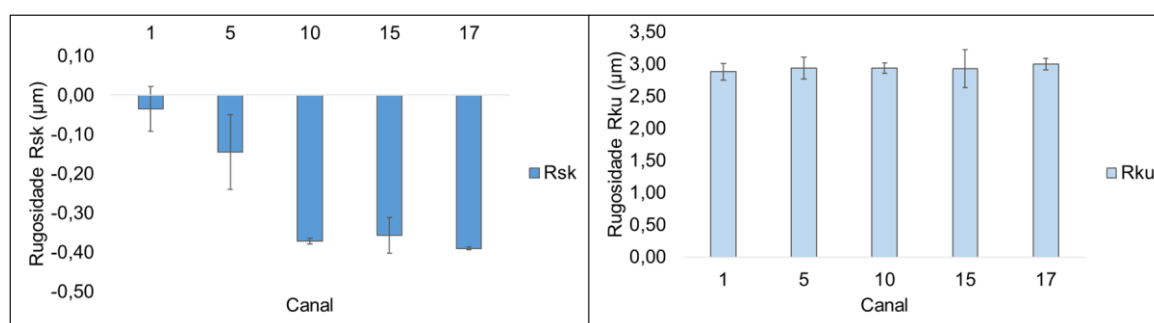


Figura 4.26 – Rugosidade superficial Rsk e Rku dos canais 1 ao 17, ao empregar ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Os perfis gerados pelo perfilômetro também foram verificados. Na Figura 4.27, são expostos exemplos dos perfis de rugosidade do primeiro e último canal usinados com a ferramenta sem revestimento. Nota-se que ambos possuem formatos diferentes, evidenciando as mudanças demonstradas nos gráficos dos parâmetros de rugosidade. Pode-se observar que, no primeiro canal, há presença de picos e vales maiores que no perfil do último canal.

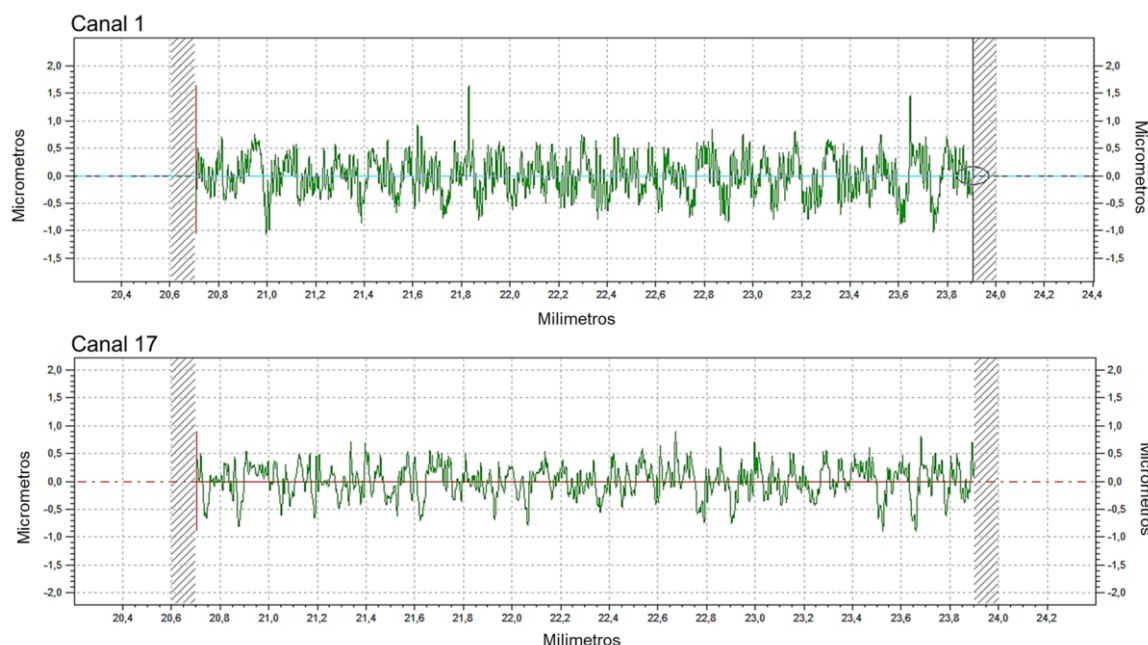


Figura 4.27 – Exemplo de perfil de rugosidade do primeiro e último canal (17) usinado com a ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Quanto às imagens da superfície de cada canal, estas também foram analisadas. Na Figura 4.28, pode-se observar amostras da superfície do primeiro, décimo e último canal usinado. Nota-se que, à medida que o comprimento usinado aumenta, do canal um para o 17, as marcas deixadas pela ferramenta tornam-se menos expressivas. No canal um, as marcas estão muito evidentes, já no último, elas estão mais amenas. Também, pode-se observar que, assim como ocorreu com as superfícies geradas com a ferramenta revestida, há marcas fortes da ferramenta quando ela se encontra em seu período inativo, ou seja, marcas na direção oposta ao avanço. Ressalta-se, entretanto, que as marcas na direção de avanço da ferramenta estão mais evidentes nas superfícies geradas com a ferramenta sem revestimento. Além disso, não foi identificada evidência da ocorrência do fluxo lateral.

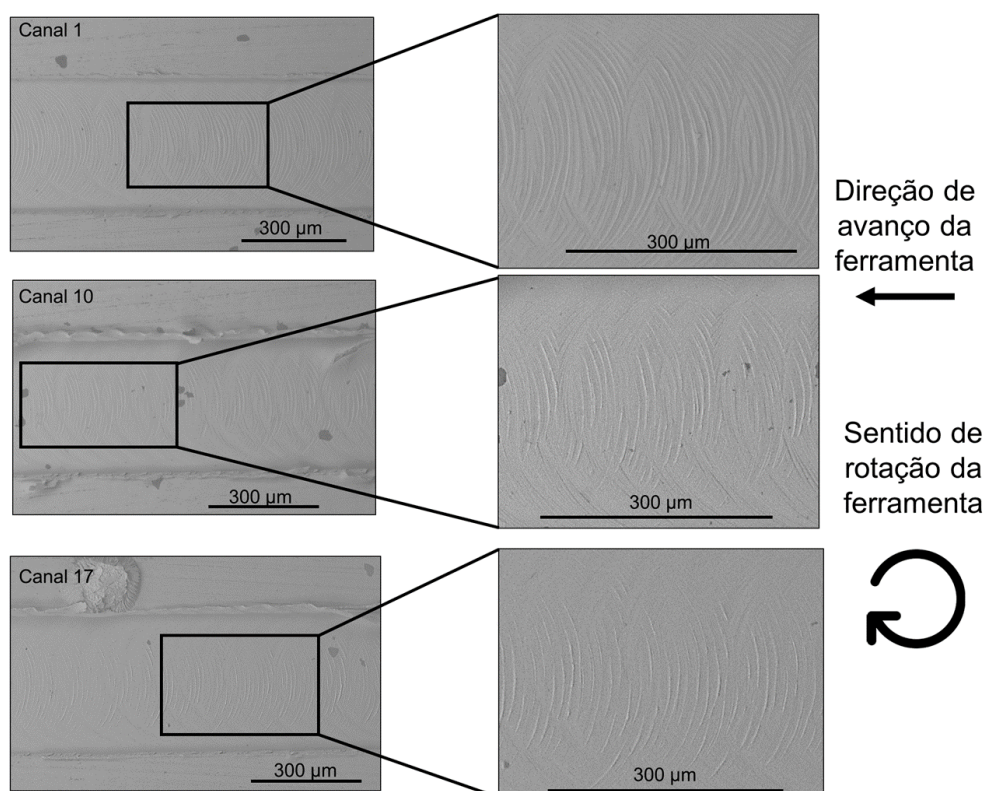


Figura 4.28 – Marcas deixadas pela aresta de corte da ferramenta nas superfícies dos canais 1, 10 e 17, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Ao comparar os valores de rugosidade obtidos pelas superfícies geradas com as duas ferramentas, nota-se que a microfresa revestida proporcionou superfícies com menor rugosidade. Isso pode ser devido, principalmente, às diferenças na geometria da ferramenta. Na Figura 4.29, pode-se observar as diferenças na geometria da aresta de corte de ambas as ferramentas. A microfresa sem revestimento tem a aresta de corte mais pontiaguda que pode proporcionar superfícies com maiores vales do que a ferramenta menos pontiaguda. Além disso, a ferramenta revestida, com seu ângulo de posição secundário menor, atua como uma ferramenta de aresta raspadora, que contribui para redução dos picos da superfície.

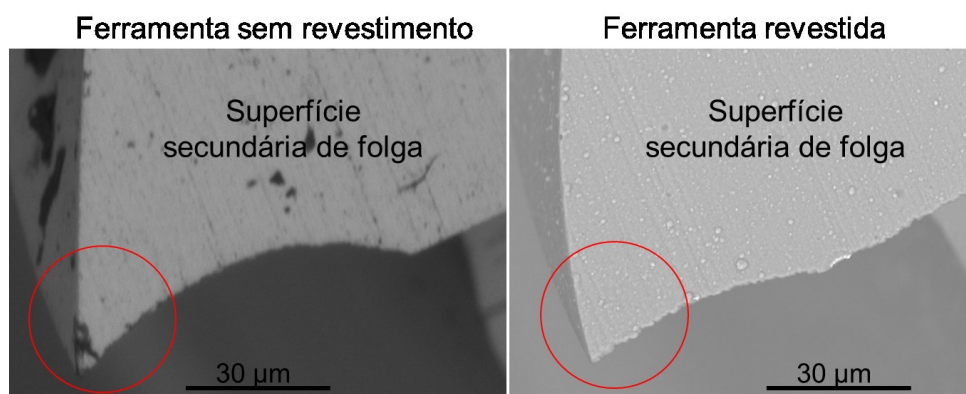


Figura 4.29 – Diferença na geometria da aresta de corte da ferramenta revestida e sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

4.3. Formação de Rebarbas

Nessa seção, serão apresentados os resultados para a formação das rebarbas durante os ensaios ao empregar a condição de corte um e dois. Dessa forma, serão expostas as medições das áreas das rebarbas nos canais formados, bem como as análises qualitativas feitas no que tange às formas apresentadas por elas.

4.3.1. Formação de rebarbas ao empregar ferramenta revestida

Conforme exposto na seção da metodologia, a área da rebarba foi medida a partir de três amostras em cada canal. Na Figura 4.30, é mostrado o gráfico obtido com os valores das medições da área da rebarba nos 46 ensaios realizados com a condição de corte um, tanto para o lado concordante, quanto para o lado discordante do canal.

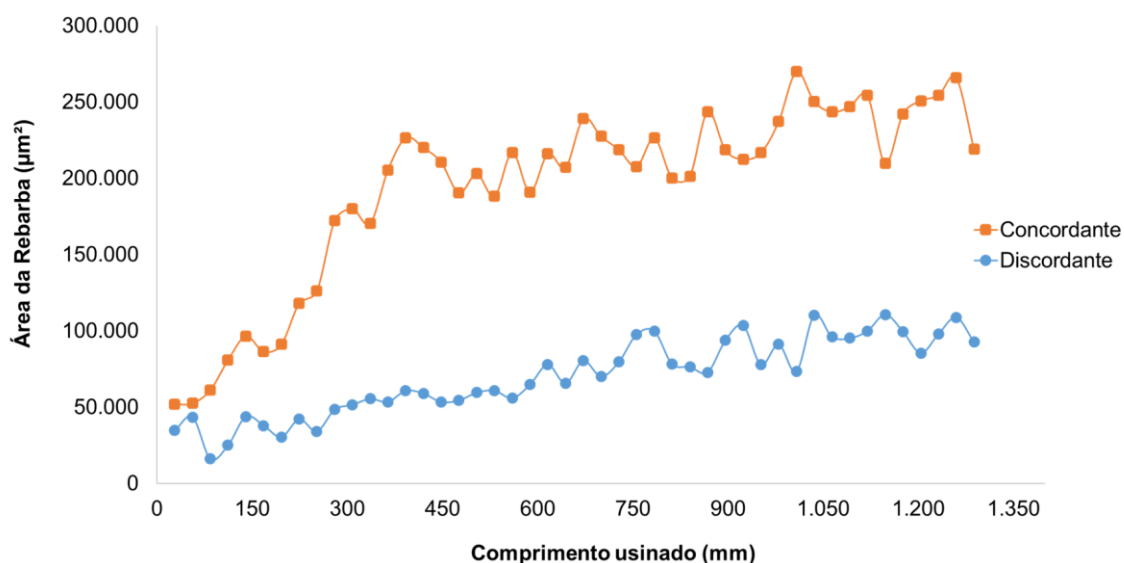


Figura 4.30– Gráfico dos valores referentes à área das rebarbas concordante e discordante, geradas nos ensaios com a ferramenta revestida, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

A primeira observação feita quanto ao comportamento das duas curvas mostradas no gráfico é que ambas apontam a tendência da área da rebarba aumentar com o comprimento usinado, ou seja, a rebarba tende a aumentar com o desgaste da ferramenta. No estudo realizado por Kiswanto, Zariatn e Ko (2014) no microfresamento de uma liga de alumínio 1100, foi constatado que o desgaste de ferramenta, devido ao tempo de usinagem, é o fator que mais influencia na formação de rebarbas, com estas apresentando a tendência de aumentar ao longo do processo de usinagem. Para Aslantas et al. (2016), a largura da rebarba aumenta com o comprimento usinado porque a ferramenta se torna menos afiada devido ao aumento do seu raio de aresta ocasionado pelo desgaste abrasivo.

Sendo assim, nesse estudo, os resultados apresentados pelas rebarbas formadas corroboram com a literatura, indicando que o desgaste de ferramenta influencia no seu desempenho quanto à formação de cavacos, gerando mais rebarbas durante a usinagem. Portanto, sugere-se, neste trabalho, que, com a evolução do desgaste, devido ao comprimento usinado, o raio de aresta aumentou, tornando a aresta de corte menos afiada, ocasionando maior formação de rebarbas. Segundo Wu, Li e He (2017), o raio de aresta da ferramenta tem grande influência no tamanho da rebarba, sendo que, quanto menor este é, menor é a sua formação.

O aumento da rebarba com o comprimento usinado também pode ser claramente observado por meio das imagens dos canais obtidas pelo MEV. Na Figura 4.31, pode-se observar o início do primeiro (28 mm) e do último canal (1 288 mm) usinados. Nota-se que,

tanto as rebarbas do lado concordante, quanto do lado discordante, aumentaram significativamente ao comparar o primeiro e último canal formado.

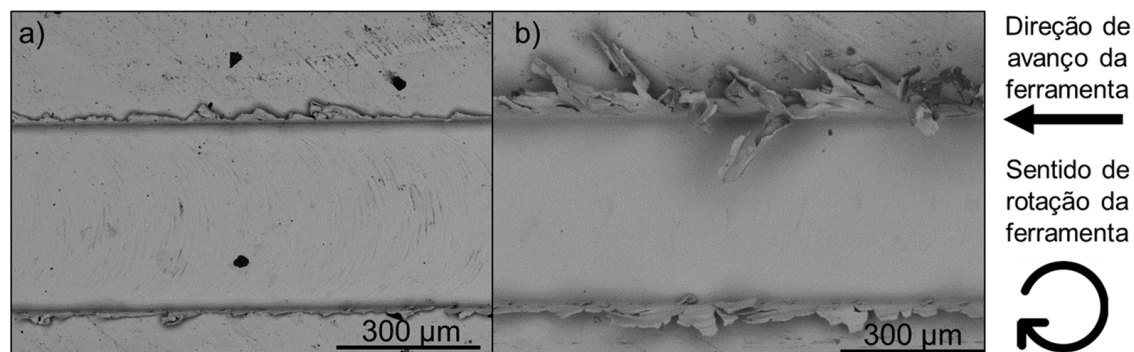


Figura 4.31 – Imagem do início do primeiro (a) e último (b) canais usinados ao empregar a ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Tanto no gráfico da Fig. 4.30, quanto nas imagens da Fig. 4.31, pode-se observar que a rebarba apresentada no lado concordante é maior do que a rebarba do lado discordante. Diversos autores (Biermann e Steiner (2012); Kiswanto, Zariatin e Ko (2014); Kou et al. (2015); Lee e Dornfeld (2002); Wu, Li e He (2017); Wang, Zou e Huang (2019)) fizeram essa mesma constatação ao analisarem rebarbas formadas durante o processo de microfresamento, empregando diferentes condições de corte.

Para Wu, Li e He (2017), a espessura de corte instantânea na saída da ferramenta, no lado concordante do canal, é muito pequena e alguns cavacos não têm força suficiente para se separarem da peça de trabalho. Então, eles são empurrados para a borda superior do canal fresado. Já para Biermann e Steiner (2012), no lado discordante, a espessura de corte começa de zero, comprimindo e empurrando o material no primeiro momento. Com o aumento da espessura de corte, a sustentação do material a ser usinado também é aumentada e, então, o material é cortado. De forma oposta, no lado concordante, a sustentação do material a ser usinado é menor. Quando a espessura de corte diminui, o material não é cortado efetivamente. Assim, o material que não foi removido na forma de cavaco, é empurrado na direção que possui menor resistência, que é a borda superior do canal.

Já Lee e Dornfeld (2002) atribuem essa diferença à quantidade de material que é empurrada na frente da aresta de corte e na direção da força de corte como resultado da rotação da ferramenta, que inicia a trajetória no lado discordante e finaliza no lado concordante. Assim, a direção efetiva da força de corte e tensão no material é afastada do

lado discordante e em direção ao lado concordante, explicando a direção da deformação do material.

Diante dessas observações expostas por distintos autores, as rebarbas maiores no lado concordante do canal formadas nesse trabalho podem estar relacionadas à soma dos fatores supracitados. Assim sendo, a falta de força para o cavaco se desprender da peça de trabalho, o cavaco que não se separa da peça por não possuir a sustentação necessária do material à frente da aresta de corte e a direção da força efetiva de corte que é próxima ao lado concordante do canal podem contribuir para a formação das rebarbas maiores no lado concordante dos canais usinados nesse estudo.

Outra observação feita a partir do gráfico da Fig. 4.30, é que a diferença do tamanho da rebarba entre o lado concordante e discordante se torna mais evidente com o comprimento usinado, tendo em vista que há um aumento mais acelerado para as rebarbas presentes no lado concordante do canal. A área da rebarba do lado concordante aumentou do primeiro para o último canal, aproximadamente, 420 %, já para o lado discordante, considerando o mesmo intervalo, o aumento foi de, aproximadamente, 266 %. Assim, o gráfico mostra a tendência de o desgaste da ferramenta exercer maior influência na formação das rebarbas do lado concordante do canal.

Além disso, observa-se que até o ensaio 14 (392 mm), o aumento das rebarbas do lado concordante foi mais acelerado. A partir desse ensaio, o aumento da rebarba ocorreu de forma gradativa ou não houve grandes mudanças na sua formação. Esse comportamento também pode ser observado nos exemplos dos canais mostrados na Fig. 4.32.

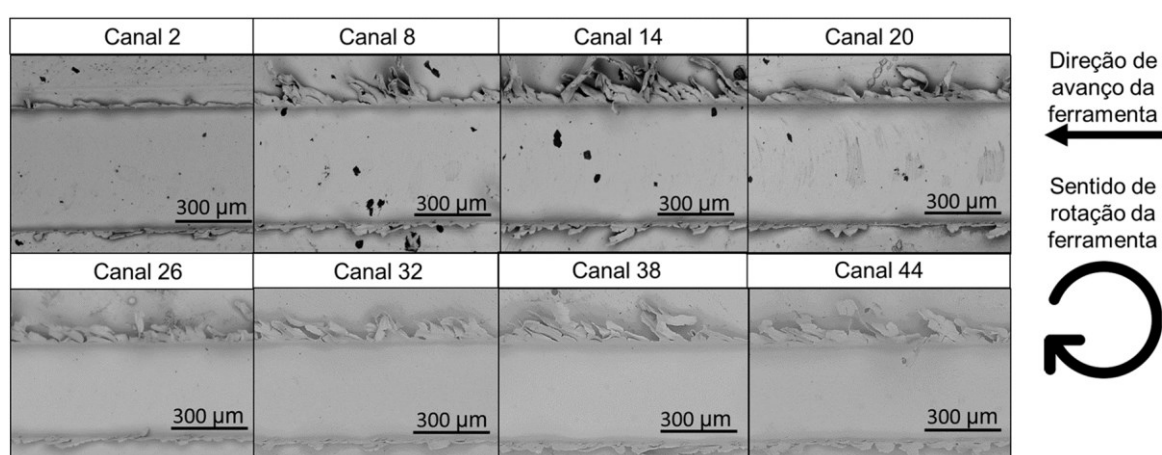


Figura 4.32 – Evolução no tamanho das rebarbas do canal 2 (56 mm usinados) ao 44 (1 232 mm usinados), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Um fator que pode ter contribuído para a ocorrência desse comportamento é o tamanho elevado das rebarbas que podem romper ao se dobrarem. Na Figura 4.33a, é mostrado um exemplo de uma rebarba com um grande comprimento e que está dobrada em um determinado ponto. Nas demais imagens expostas (Fig. 4.33 b, c, d, e), são mostrados exemplos, indicados pelas setas, de possíveis rebarbas que sofreram ruptura, após realização dos ensaios. Dessa forma, essa quebra das rebarbas maiores pode ter contribuído para obtenção de um comportamento diferente a partir do ensaio 14. Além disso, o tamanho da rebarba máximo está vinculado ao tamanho máximo do cavaco, que pode estar relacionado ao comprimento usinado pela aresta de corte durante uma volta. Ao atingir esse comprimento máximo, a rebarba também atinge seu tamanho máximo. Esse limite pode ter sido atingido no comprimento de corte próximo aos 392 mm usinados.

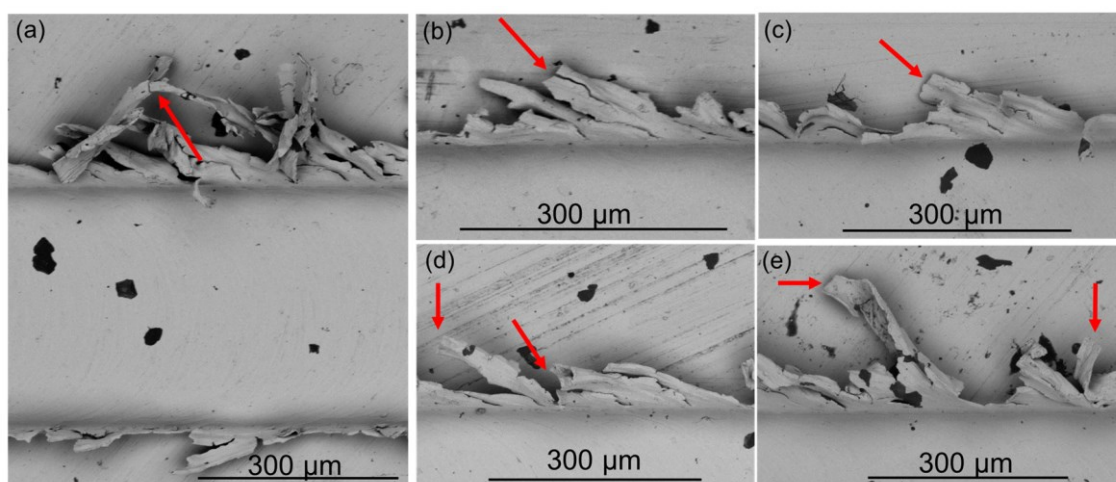


Figura 4.33 – Exemplo de rebarba com tamanho grande (a) e de rebarbas que podem ter sofrido ruptura (b, c, d, e), em diferentes canais, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Durante as medições da área da rebarba em cada canal, nas três amostras, que incluíram uma no início do canal, outra no meio e uma no fim deste, foi observada diferença no comportamento entre elas. Os resultados obtidos para o início e fim do canal apresentaram valores de rebarba maiores do que os resultados para o meio deste, entre os 140 e 756 mm usinados, conforme pode ser observado no gráfico da Fig. 4.34.

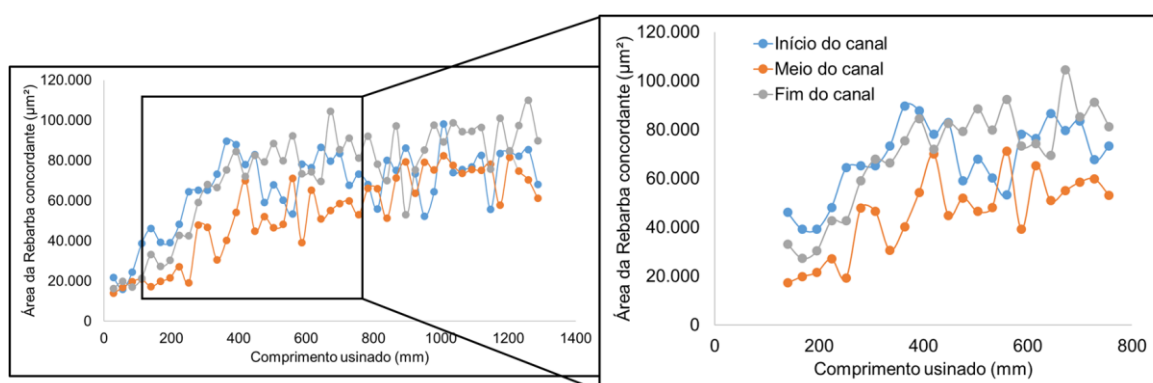


Figura 4.34 – Área das rebarbas apresentadas no início, meio e fim do canal, ao empregar a condição de corte um

Para verificar se as imagens dos canais condizem com as medições feitas, foram observadas aquelas que correspondiam ao intervalo citado e constatou-se que estas apresentaram a mesma evidência das medições. Na Figura 4.35, são expostos dois exemplos dessa ocorrência, em que os canais 5 e 9 possuem maiores rebarbas no início e fim. Já o meio do canal possui rebarba menos evidente. Diante dessa observação, a profundidade do canal foi medida em diversos pontos para ver se havia alguma alteração, porém, não foram constatadas diferenças entre a profundidade do início, meio e fim dos canais. Assim, uma sugestão é de que esse comportamento possa estar relacionado à microestrutura do material, que pode ser diferente na região em que as rebarbas se tornam menores, ao se comparar com o início e fim da peça.

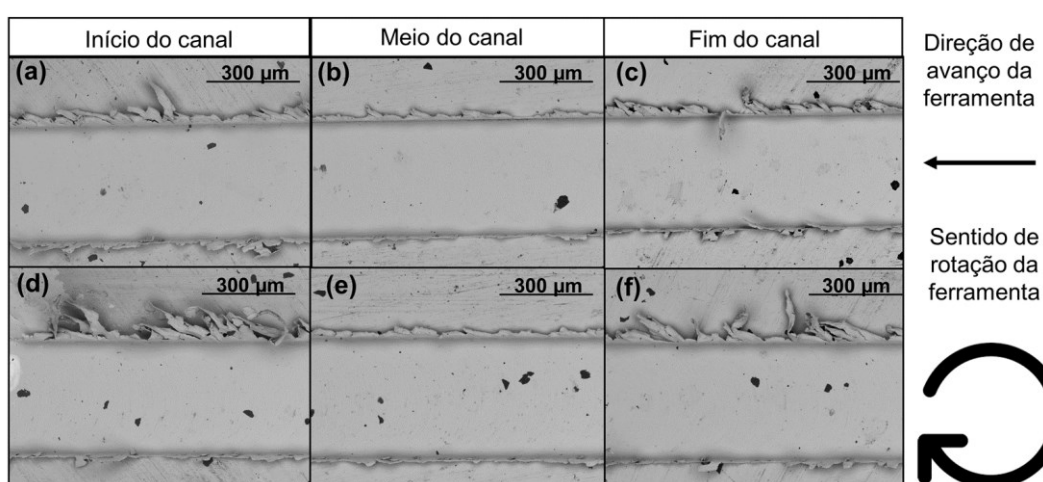


Figura 4.35 – Rebarbas apresentadas pelo canal cinco (a, b e c) e nove (d, e e f), ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Quanto à localização apresentada pelas rebarbas, conforme exposto na seção 2.6, Lee e Dornfeld (2002) as classificam em oito categorias presentes em um canal fresado. Neste trabalho, durante análise das imagens dos canais obtidas pelo MEV, foi observado que as rebarbas de topo, tanto do lado discordante, quanto do lado concordante, são maiores e mais evidentes que as demais, sendo, portanto, foco de análise. Além disso, segundo Lee e Dornfeld (2002), essas rebarbas são mais difíceis de serem removidas e o processo de rebarbação pode danificar a peça.

Assim, foram analisadas as formas apresentadas pelas rebarbas de topo e, para tanto, utilizou-se as classificações desenvolvidas por Chern (2006) para o fresamento convencional e por Chern et al. (2007) para o microfresamento. Essas duas classificações foram empregadas, devido aos diversos formatos apresentados pelas rebarbas, identificados ao se analisar todos os canais. Assim, ao confrontar os formatos presentes com as classificações da literatura, constatou-se formas de rebarbas identificadas em ambos os estudos.

Ao analisar os canais, foram observadas rebarbas em forma de agulha, rebarba primária, tipo pena e rebarba em forma de onda. Com aumento do desgaste, houve predominância do tipo pena. Exemplos das formas de rebarbas identificadas podem ser observados na Fig. 4.36.

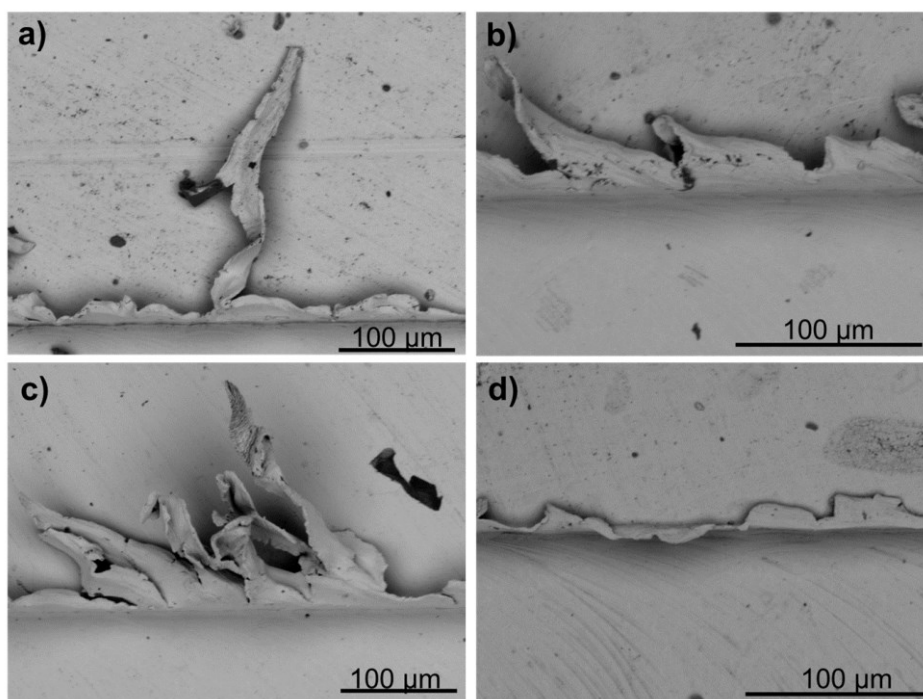


Figura 4.36 – Tipos de rebarba identificados nos canais usinados ao empregar a condição de corte um, sendo (a) rebarba em forma de agulha, (b) rebarba primária, (c) tipo pena e (d) rebarba em forma de onda

Quanto ao lado discordante, não foi possível identificar formas definidas para as rebarbas. Porém, ressalta-se que neste trabalho, os tipos de rebarba foram identificados no lado concordante do canal, ao passo que nos resultados obtidos por Chern et al. (2007), a classificação foi feita para o lado discordante, sendo que no lado concordante, não foram formadas grandes rebarbas. Já no estudo desenvolvido por Kiswanto, Zariatin e Ko (2014), ao investigarem o corte do lado concordante e discordante no microfresamento da liga de alumínio 1100, foi constatado que no lado concordante são produzidas rebarbas maiores e mais onduladas do que no corte discordante.

4.3.2. Formação de rebarbas ao empregar a ferramenta sem revestimento

No gráfico da Fig. 4.37, pode-se observar a evolução da área da rebarba ao longo dos 17 ensaios realizados (476 mm usinados) com a ferramenta sem revestimento. Nota-se que o gráfico apresenta comportamento semelhante ao gráfico obtido para área da rebarba ao empregar a ferramenta revestida. Dessa forma, a primeira constatação feita é que as rebarbas de ambos os lados apresentam a tendência de aumentar com o comprimento

usinado, ou seja, com o desgaste de ferramenta. Também, nota-se de forma evidente que, no lado concordante do canal, foram geradas maiores rebarbas se comparado com o lado discordante.

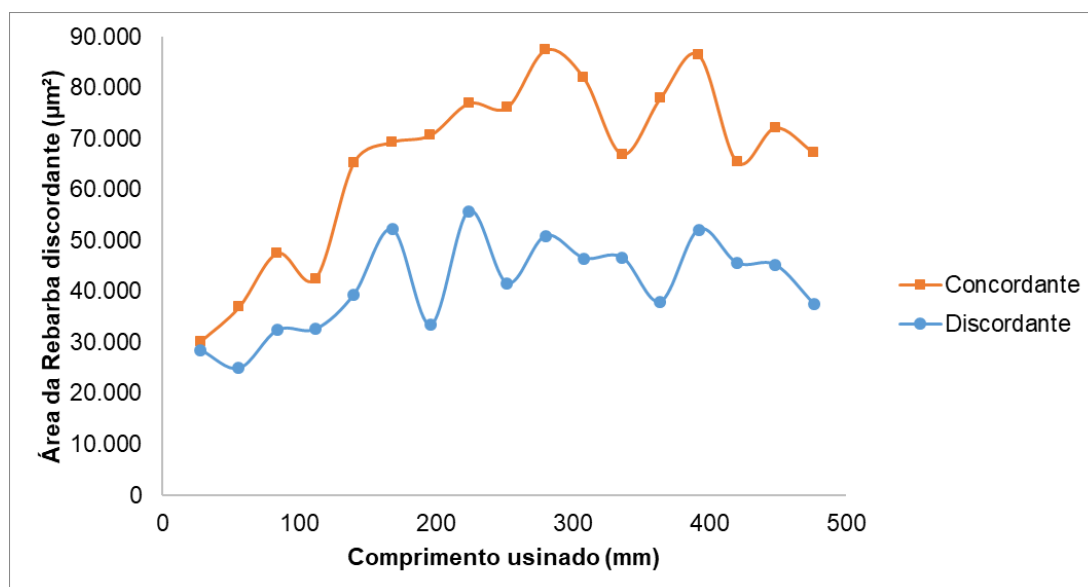


Figura 4.37 – Gráfico da área das rebarbas concordante e discordante geradas com ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Além disso, pode-se observar que a diferença entre a área da rebarba nos lados concordante e discordante foi menor no primeiro canal. À medida que o comprimento usinado aumentou, a diferença entre as rebarbas de ambos os lados se tornou mais evidente, ou seja, à medida que o desgaste da ferramenta aumentou, a rebarba no lado concordante do canal apresentou uma evolução maior que no lado discordante. Ao comparar os valores apresentados pelo primeiro e último canal, tem-se que houve um aumento de, aproximadamente, 222 % na área da rebarba no lado concordante, ao passo que no lado discordante, o aumento foi de 132 %. Portanto, a diferença de tamanho entre as rebarbas do lado concordante e discordante, bem como a sua evolução apresentaram a mesma tendência ao empregar a condição de corte um.

Além disso, nota-se que a área da rebarba no lado concordante apresentou uma tendência de aumentar até o décimo canal (280 mm usinados). Após esse comprimento usinado, não foi apresentada uma tendência. Na Figura 4.38, pode-se observar imagens do primeiro, décimo e último canal. Nela, nota-se que as rebarbas aumentaram significativamente do primeiro para o décimo canal. Entretanto, do décimo para o último, não se observa aumento das rebarbas.

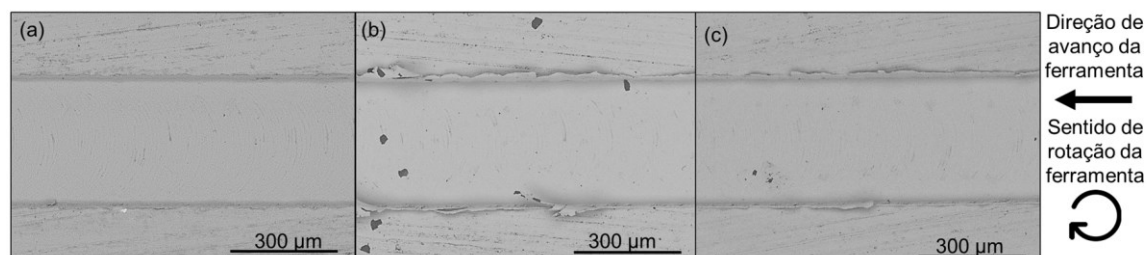


Figura 4.38 – Rebarbas formadas no Primeiro (a), décimo (b) e último (c) canal usinado com a ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Ao analisar as imagens de todo o comprimento dos canais, foi observado que as rebarbas passaram a se destacar da peça ao se tornarem mais largas. Isso pode ter contribuído para que a evolução no tamanho da rebarba parasse após a usinagem décimo canal.

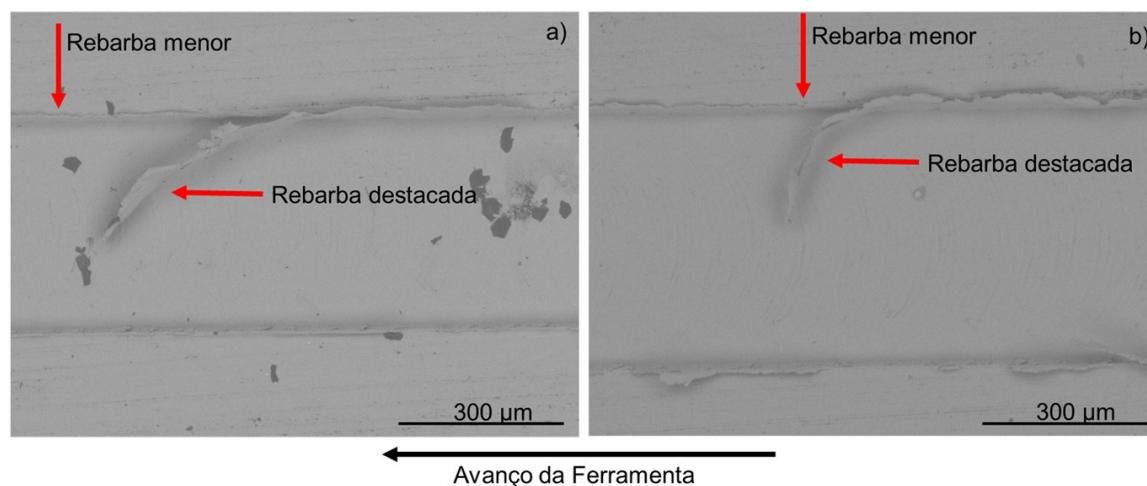


Figura 4.39 – Rebarba destacada do canal (a) 11 e (b) 15

Durante análise do quinto canal usinado, foi observado que a um determinado comprimento, a rebarba aumentou de forma acentuada. Essa observação reflete o comportamento do gráfico em que, no quinto ponto (140 mm), há um salto na área da rebarba concordante. Na Figura 4.40, é mostrada essa constatação realizada. Nota-se que as rebarbas possuem tamanho semelhante no início e meio do canal. No final deste, ela passa a apresentar um aumento significativo.

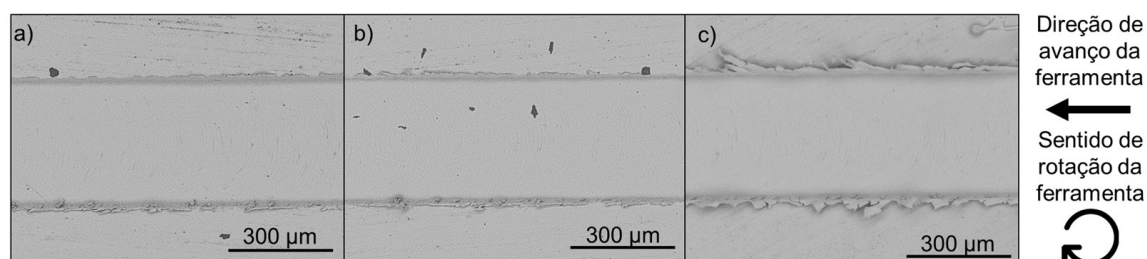


Figura 4.40 – (a) início, (b) meio e (c) fim do quinto canal usinado com a ferramenta sem revestimento, ao empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Diante disso, as imagens da ferramenta após o quarto e quinto canal foram analisadas para verificar se havia alguma alteração significativa nesta. Não foi identificada grandes diferenças nas arestas de corte. Sendo assim, sugere-se que essa mudança abrupta na formação de rebarba, pode indicar o limite de desgaste da ferramenta para produção de canais com o mínimo de rebarba. Ziberov et al. (2016) determinou o critério de fim de vida da ferramenta em função do aumento das rebarbas. Fazendo uma analogia ao estudo desenvolvido pelos autores, o critério de fim de vida ao empregar a condição de corte dois, seria o desgaste sofrido pela ferramenta após usinagem do quinto canal.

Outra constatação feita e que se assemelha às observações realizadas ao analisar as rebarbas geradas ao empregar a ferramenta revestida é que, a partir dos 140 mm usinados, a rebarba no meio do canal foi menor que no início e fim deste, conforme pode ser observado no gráfico da Fig. 4.41.

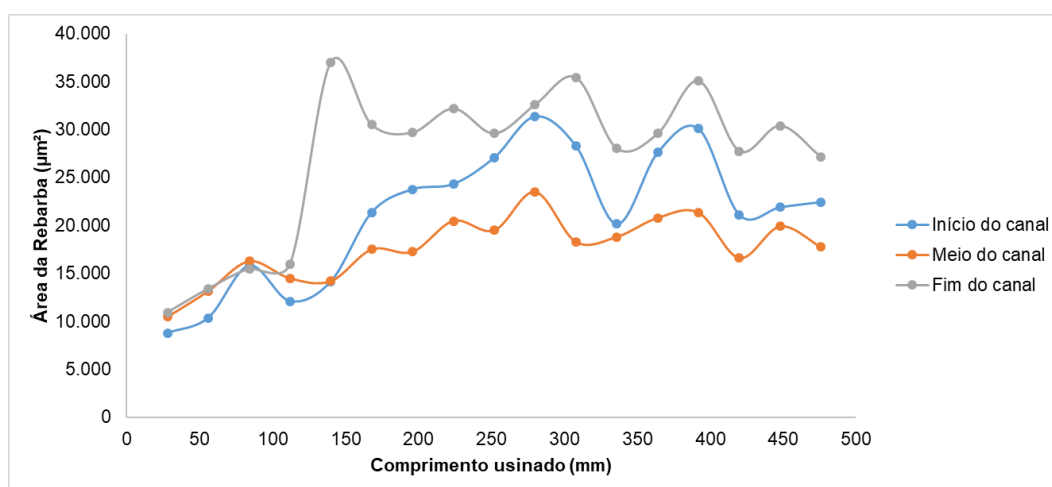


Figura 4.41 – Área das rebarbas apresentadas no início, meio e fim do canal, ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Nas imagens da Fig. 4.42, pode-se observar amostras do início, meio e fim de um canal formado durante a usinagem com a condição de corte dois. Nota-se que as rebarbas geradas no meio do canal são menores que as formadas no início e fim deste. Portanto, esse comportamento foi semelhante ao apresentado pela formação de rebarbas com a condição de corte um. Tendo em vista que os ensaios ao empregar a condição de corte 2 foram realizados na mesma peça da condição de corte um, tem-se que a região usinada nas duas condições de corte são semelhantes. Dessa forma, a sugestão da possibilidade de haver alguma diferença na microestrutura do material no meio da peça é enfatizada.

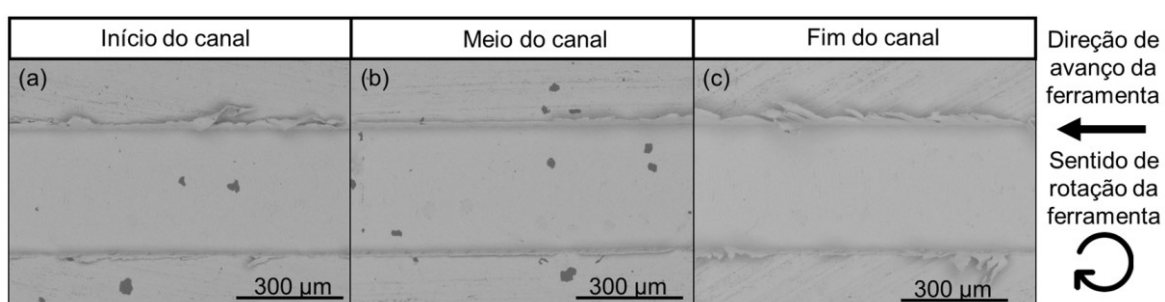


Figura 4.42 – Rebarbas formadas (a) no início, (b) no meio e (c) no fim do décimo primeiro canal usinado

Ao comparar os resultados obtidos para as duas condições de corte, nota-se que, ao empregar a ferramenta sem revestimento e geometria diferente, foram gerados canais com rebarbas menores. Observando os primeiros canais de cada condição, tem-se que a área da rebarba no lado concordante para a condição de corte um foi de $52\,067,408\ \mu\text{m}^2$, ao passo que para a condição de corte dois foi de $30\,218,253\ \mu\text{m}^2$, apresentando uma diferença de, aproximadamente, 72 %. À medida que o comprimento usinado aumenta, a diferença entre os tamanhos das rebarbas se torna maior. Nota-se que, no 17º canal formado, último usinado com a condição de corte dois, a área da rebarba para essa condição foi de $67\,326,445\ \mu\text{m}^2$. Já para a condição de corte um, a área da rebarba foi de $190\,480,950\ \mu\text{m}^2$, ou seja, houve uma diferença de, aproximadamente, 183 %. Essa diferença pode ser observada nas imagens da Fig. 4.43, em que pode ser feita a comparação das rebarbas geradas no primeiro e 17º canal usinado.

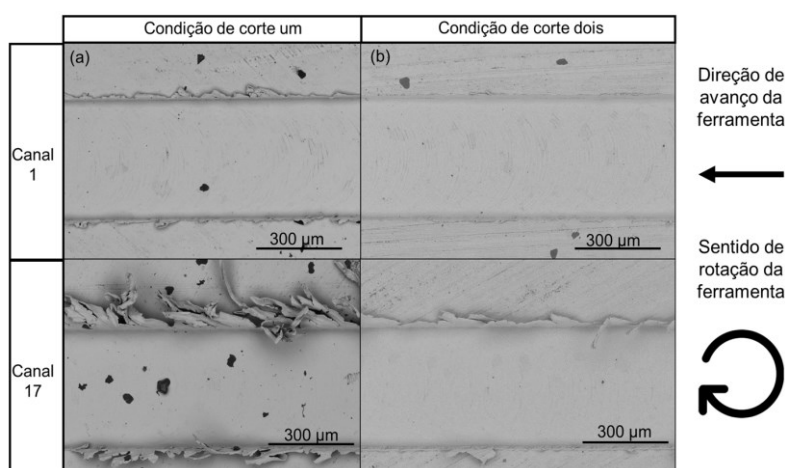


Figura 4.43 – Rebarbas formadas no primeiro e 17° canal com as condições de corte um e dois, ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μm/dente e profundidade de corte de 20 μm

No que se refere às formas apresentadas pelas rebarbas de topo geradas com a condição de corte dois, tem-se a predominância, nos primeiros ensaios, da rebarba menor. Com o desgaste da ferramenta, mais especificamente, a partir dos 140 mm usinados, pode-se identificar as rebarbas tipo pena e em forma de onda. Na Figura 4.44, pode-se observar exemplos da rebarba menor (a), rebarba tipo pena (b) e rebarba em forma de onda (c). Para Chern et al. (2007), a rebarba menor é formada quando há o emprego de avanços e profundidade de corte com valores baixos. Nesse estudo, com a condição de corte dois, a rebarba menor foi predominante com o menor desgaste de ferramenta.

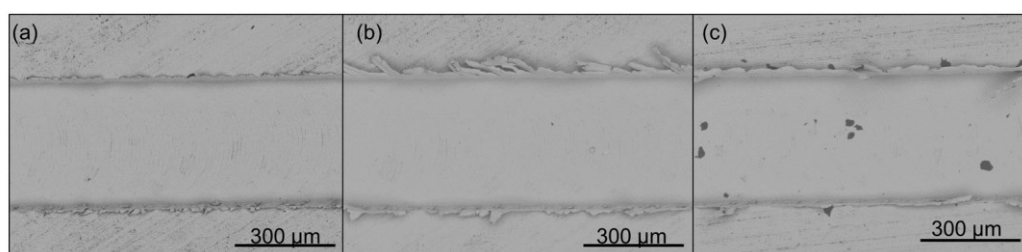


Figura 4.44 – Tipos de rebarba formada ao empregar ferramenta revestida, sendo (a) rebarba menor, (b) rebarba tipo pena e (c) em forma de onda

4.4. Formação de cavacos

Devido às pequenas dimensões dos cavacos gerados durante o processo de microusinagem, a sua análise é complexa, pois torna as atividades de coleta e manuseio

difíceis de serem realizadas. Entretanto, sua observação pode revelar características importantes inerentes ao mecanismo de remoção de material no microfresamento. Assim, alguns cavacos foram coletados nessa pesquisa, após os dois primeiros ensaios ao empregar a condição de corte um e dois e estes foram analisados. Nessa seção, os resultados são apresentados.

4.4.1. Formação de cavacos com ferramenta revestida

Na Figura 4.45, pode-se observar cavacos com dimensões e formatos diferentes, gerados durante a usinagem com a ferramenta revestida. Nela, estão expostos seu comprimento, largura e espessura das lamelas. Nota-se que os cavacos gerados são identificados como contínuos, formados a partir de lamelas finas sobrepostas.

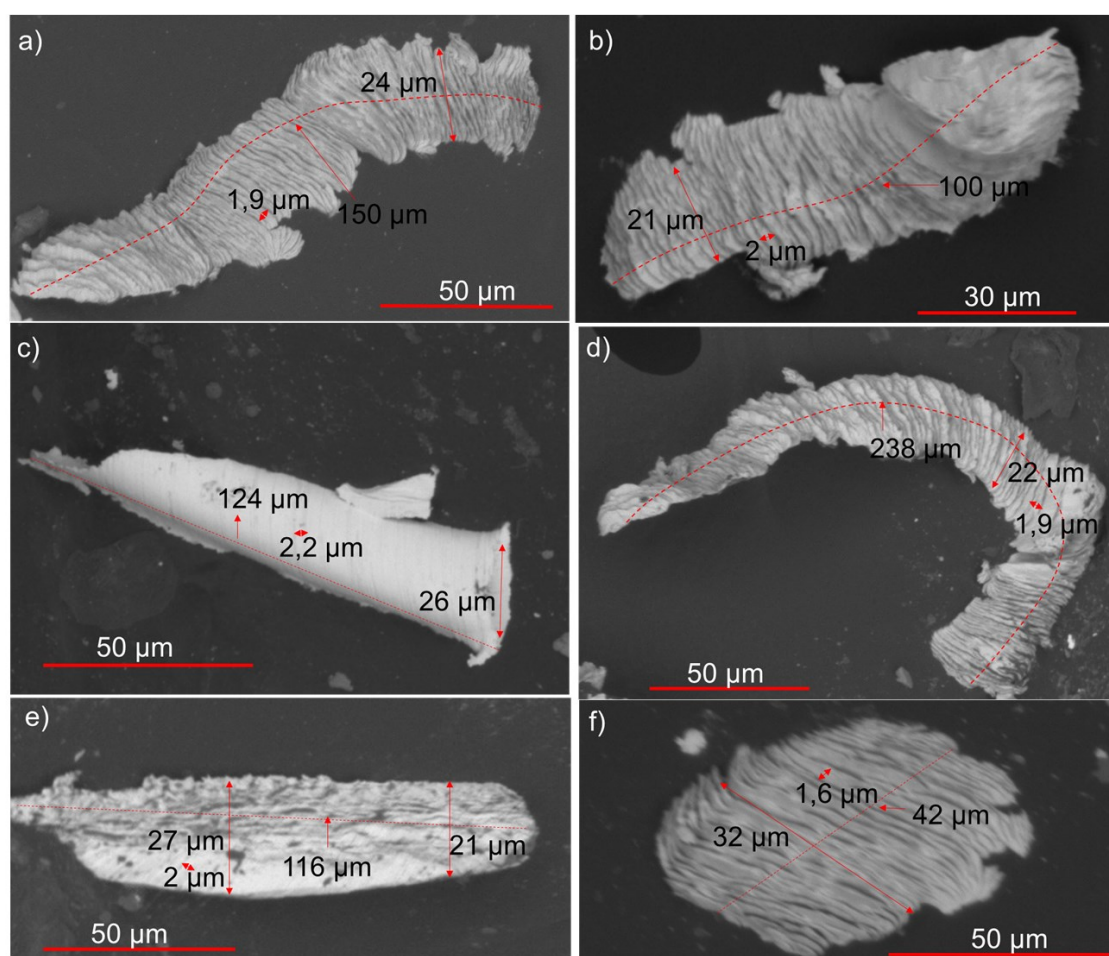


Figura 4.45 – Cavacos gerados ao microfresar com a ferramenta revestida e empregar velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m

Pode-se observar que a largura do cavaco varia e apresenta valores maiores que a profundidade de corte empregada. Segundo Wang et al (2020), isso ocorre porque os cavacos são limitados pela superfície de saída da microfresa e o material tende a se deformar plasticamente dos dois lados, gerando cavacos maiores que a profundidade de corte. Entretanto, cabe ressaltar que o nivelamento da peça pode apresentar variações, também influenciando na largura dos cavacos formados. Quanto ao comprimento dos cavacos, foram identificados diversos tamanhos. Na figura 4.45, são mostrados exemplos de cavacos que variaram de 42 μ m a 238 μ m de comprimento.

Além disso, pode ser observado, que a espessura das lamelas medidas variou de 1,6 a 2,2 μ m. De acordo com Wang et al (2020), essa variação é decorrente da estrutura heterogênea da liga Ti-6Al-4V, que possui as fases α e β , ocasionando mudança na tensão do fluxo de cisalhamento do material pela passagem da aresta de corte da ferramenta nas diferentes fases.

Durante o processo de usinagem, há restrição na superfície de saída da ferramenta, o que causa uma desaceleração do volume de material a ser transformado em cavaco (MACHADO et al. 2009). Portanto, a espessura do cavaco não é igual à espessura de corte. Dessa forma, tem-se o grau de recalque, que se refere à quantidade de deformação sofrida pelo cavaco, no plano de cisalhamento primário. Ele, geralmente, é calculado pela razão entre a espessura do cavaco e a espessura de corte. Entretanto, segundo Shaw (1986), esse não é o procedimento mais preciso, devido à dificuldade de obter a espessura representativa do cavaco. Para tanto, sugere a utilização do comprimento do cavaco (l_c) e do comprimento usinado correspondente (l).

Dessa forma, o grau de recalque neste trabalho foi estimado, considerando o comprimento do maior cavaco medido nesse estudo (238 μm) e o comprimento do cavaco teórico, que foi calculado a partir de uma aproximação, sendo a metade do comprimento da circunferência, que é, aproximadamente, 612 μm . Portanto, o grau de recalque (l_c/l) estimado com base nessas considerações para as condições analisadas é de 2,57. Esse valor obtido se aproxima a graus de recalque encontrados na usinagem convencional.

Além dos cavacos em forma de fita, foram identificados cavacos com formato de esfera, recentemente descobertos no processo de microusinagem por Oliveira, Gomes e Silva (2019). Na Figura 4.46, pode-se observar as formações que se assemelham aos cavacos em forma de esferas identificados nos ensaios com a ferramenta revestida. Segundo os autores, essa forma de cavaco esferoidal se deve à ocorrência de oxidação, aquecimento e da alta taxa de resfriamento. O diâmetro das esferas expostas neste trabalho foi medido, obtendo-se os valores de 26 μm para a esfera maior (Fig. 4.46a), 24 μm para as duas esferas de tamanho intermediário (Fig. 4.46b,c), 13 e 11 μm para as menores esferas, Fig. 4.46d e Fig. 4.46e, respectivamente. No estudo desenvolvido por Oliveira, Gomes e Silva (2019), o diâmetro das esferas analisadas variou de 2 a 20 μm .

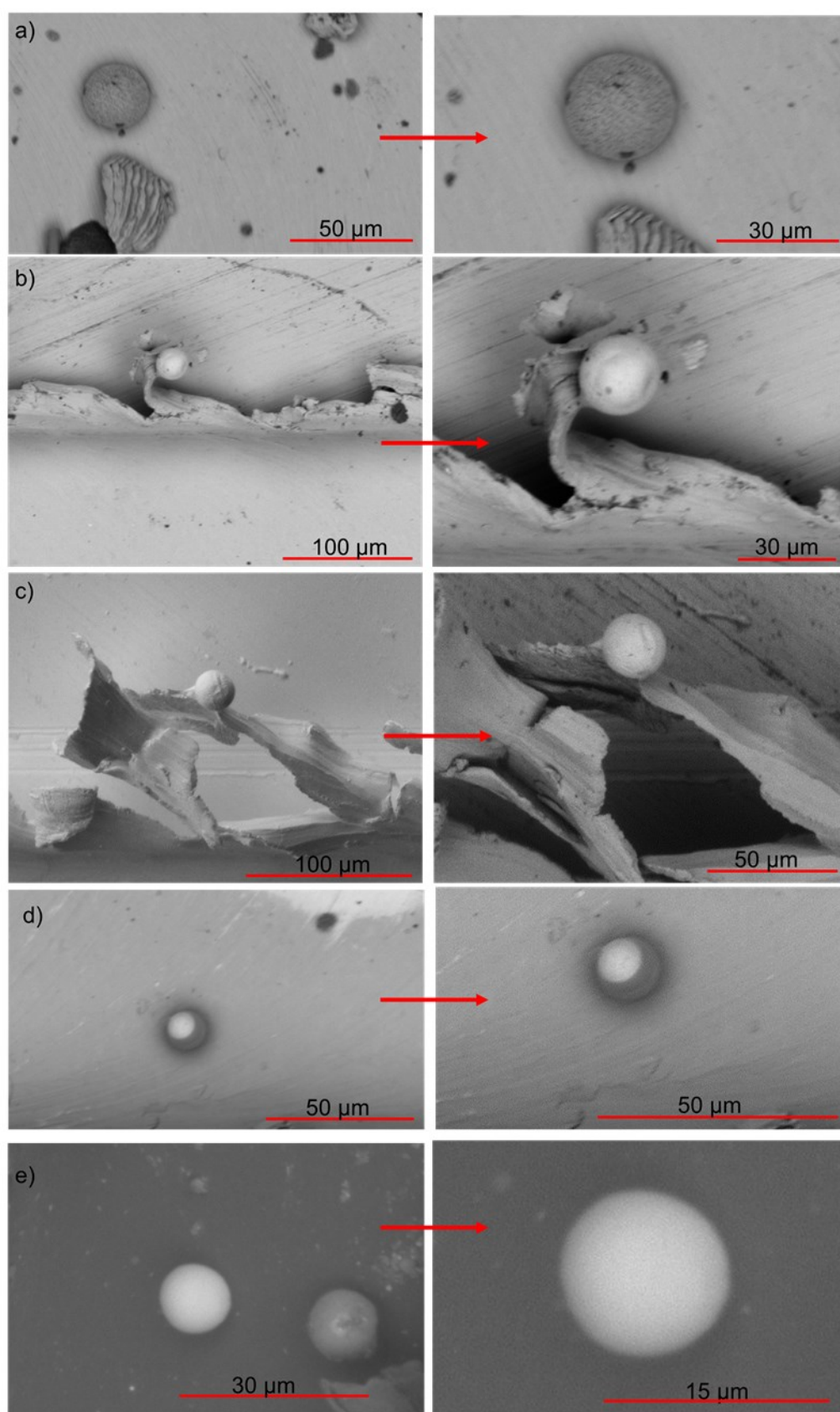


Figura 4.46 – Cavacos esferoidais identificados a partir da classificação feita por Oliveira, Gomes e Silva (2019)

Na Figura 4.46, nota-se que em duas situações nas quais os cavacos esferoidais são identificados, eles são contínuos às rebarbas formadas no lado concordante do canal, o que evidencia ainda mais que podem ser cavacos gerados durante o processo de microfresamento. Entretanto, o estudo da formação desse tipo de cavaco na microusinagem ainda é incipiente, cabendo maiores análises da ocorrência desse fenômeno.

4.4.2. *Formação de cavacos com ferramenta sem revestimento*

Na Figura 4.47, podem ser observados exemplos de cavacos gerados durante usinagem com a ferramenta sem revestimento. Os cavacos contínuos também foram formados a partir de lamelas finas sobrepostas. Nota-se que os cavacos apresentam diferentes comprimentos, assim como na microusinagem com ferramenta revestida. Entretanto, foi observada a presença de diversos cavacos alongados, conforme pode ser visto na Fig. 4.47a, sendo estes maiores do que aqueles identificados na usinagem com a ferramenta revestida. Quanto à largura do cavaco, esta dimensão também variou, apresentando valores iguais e/ou maiores que a profundidade de corte. A partir da Fig.4.47d, pode-se observar que as lamelas também apresentaram espessuras diferentes. Ressalta-se que o cavaco esférico não foi observado nesses ensaios. Entretanto, não significa que eles não foram gerados, pois devido às suas pequenas dimensões, são difíceis de serem identificados.

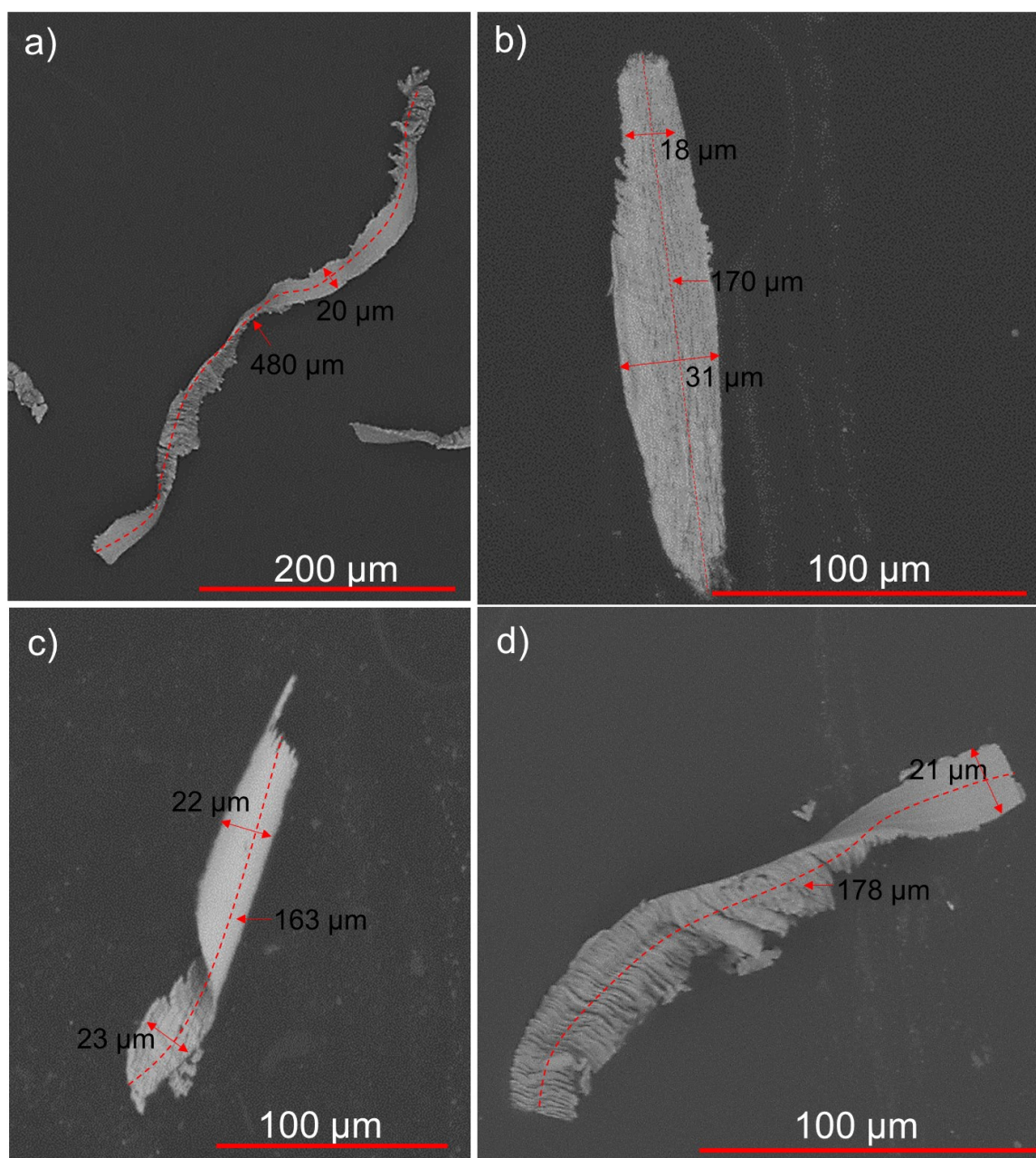


Figura 4.47 – Exemplos de cavacos gerados com a ferramenta sem revestimento

O grau de recalque foi estimado considerando as aproximações feitas ao estima-lo na condição de corte em que a ferramenta revestida foi empregada. Sendo assim, para calculá-lo foi considerado o cavaco de maior comprimento (480 μm) e a metade do comprimento da circunferência, sendo esta de, aproximadamente, 595 μm . Assim, o grau de recalque estimado para essa condição analisada é de 1,24.

4.5. Temperatura de usinagem

Nessa seção, serão apresentados e discutidos os resultados obtidos para a temperatura da peça durante a microusinagem ao empregar ferramenta revestida e sem revestimento. Ressalta-se que foram analisados os valores medidos em cada canal usinado, bem como sua correlação com a posição em que os termopares estavam soldados durante a realização dos ensaios.

4.5.1. *Temperatura durante microusinagem com ferramenta revestida*

Existem algumas incertezas de medição associadas aos testes para análise da temperatura durante o ensaio de microusinagem, como o tempo de resposta do termopar, a frequência de medição e o tamanho do termopar em relação às dimensões do processo. Além disso, apesar de se ter utilizado a mesma metodologia para soldar os termopares em todos os ensaios, de forma cuidadosa, diferenças durante essa atividade podem ocorrer, fazendo com que, em algumas situações, os termopares sejam soldados de formas distintas.

Para cada ensaio, foi gerado um gráfico semelhante ao exemplo exposto na Fig. 4.48. Nele, pode-se observar a temperatura medida pelos três termopares, em que se nota que há um pico, indicando a temperatura próxima à passagem da ferramenta. Apesar da microfresa passar pelo termopar durante os ensaios, a temperatura máxima medida não se refere ao momento em que ela usina este, devido ao tempo de resposta do termopar, à frequência de medição e ao fato dele se soltar da peça após a passagem da ferramenta. Sendo assim, a temperatura máxima registrada se refere à temperatura média de uma região próxima à zona de corte da ferramenta.

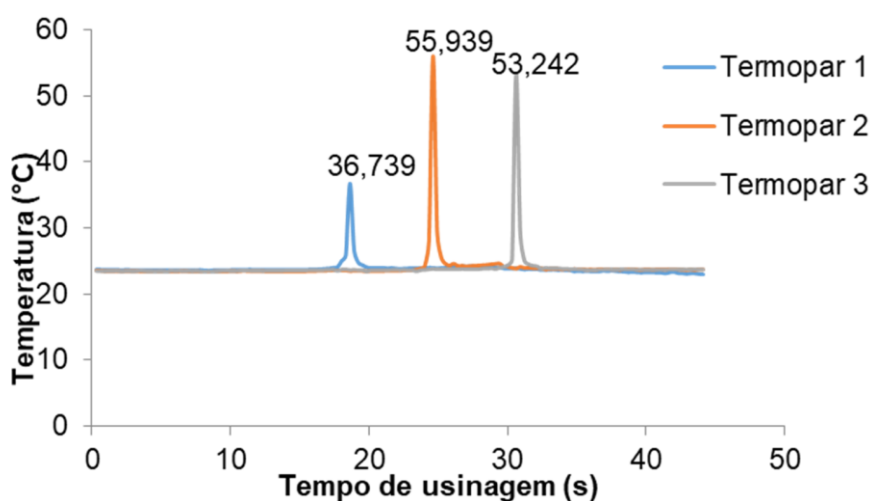


Figura 4.48– Gráfico da temperatura em função do tempo obtida no ensaio 26 (728 mm usinados) ao empregar a ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Destaca-se que, em determinados ensaios, alguns termopares foram soldados fora da trajetória da ferramenta. Dentre todos os resultados obtidos, a menor temperatura medida foi de 20,346 °C, no segundo ensaio (56 mm usinados), em que o termopar foi soldado muito distante da trajetória da ferramenta, sendo a diferença de temperatura de 0,366 °C. Já a maior temperatura medida foi de 68,832 °C, no 37° canal usinado (1 036 mm), com um termopar soldado no seu lado concordante, obtendo uma diferença de temperatura entre a máxima e a inicial de 45,597 °C.

A primeira observação feita na análise dos dados de temperatura, ao empregar a condição de corte um, foi quanto ao comportamento dessa variável no que tange à orientação do termopar, ou seja, foi observado se há alguma tendência quanto à posição do termopar, comparando resultados obtidos para temperatura quando este estava soldado no lado concordante, discordante e no centro do canal, onde ocorre a maior espessura de corte. Para se realizar essa análise, foram observados os resultados obtidos durante a usinagem de cada canal de forma separada, sendo que, em cada gráfico gerado, os valores foram confrontados com as marcas deixadas pelos termopares. Essa análise foi feita comparando resultados obtidos no mesmo ensaio, visando reduzir a influência de possíveis diferenças existentes na execução de diversos ensaios e do desgaste de ferramenta.

Durante a análise, foi observado que, dos 45 ensaios realizados com medição de temperatura, em 18, haviam termopares dispostos em diferentes regiões do canal (lado concordante, centro e discordante), possibilitando a comparação da temperatura em cada

um. Nos demais canais, os termopares estavam dispostos na mesma região, ou fora da trajetória da ferramenta.

Ao analisar os dados, pode-se verificar que, em 13 dos 18 ensaios, foi apresentada uma tendência semelhante, mostrando que a temperatura aumenta do lado discordante do canal, onde se inicia a usinagem, para o lado concordante deste, ou seja, ela apresenta uma tendência de aumentar à medida que se aproxima do lado concordante, em que há a saída da aresta de corte da ferramenta. Quanto aos cinco demais canais, em dois deles, a temperatura do lado discordante medida foi maior e, em três, a temperatura no centro do canal foi maior. Essa diferença pode ser devida às possíveis incertezas de medição apresentadas no início dessa seção.

Na Figura 4.49, pode-se observar um exemplo dessa tendência identificada. No gráfico dessa figura, estão expostos os resultados obtidos para temperatura durante a usinagem dos primeiros 28 mm (ensaio 1), em que se nota que o termopar soldado, aproximadamente, no centro do canal (T1) apresentou a menor diferença de temperatura entre os três. Já o termopar T2, que estava posicionado no lado concordante, apresentou uma diferença de temperatura maior que T1 e o termopar T3, que foi soldado na extremidade do lado concordante, apresentou a maior diferença de temperatura entre os três termopares. A temperatura máxima registrada por T1 foi de 25,294 °C, por T2 de 29,653 °C e T3 de 30,953 °C.

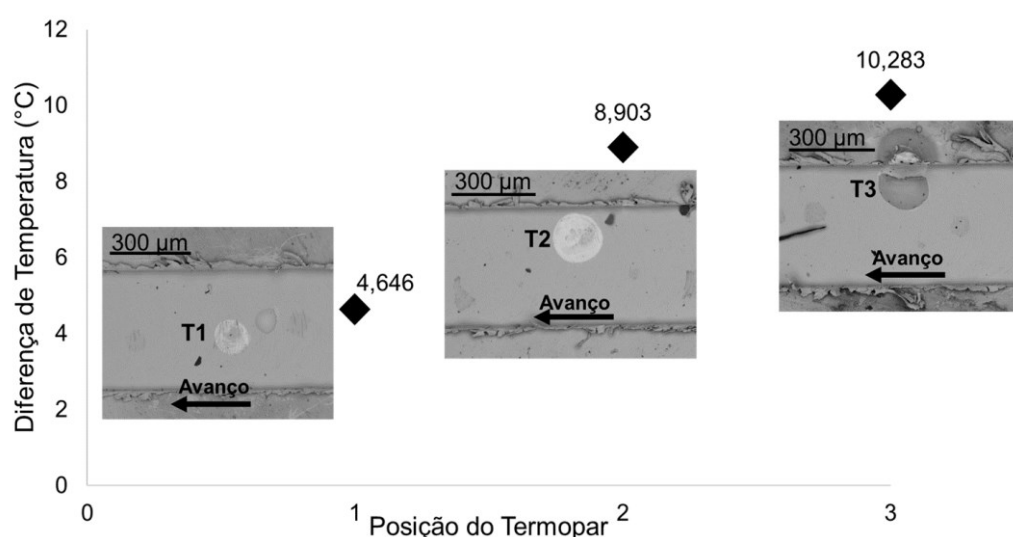


Figura 4.49 – Diferença de temperatura entre a máxima e inicial, durante o primeiro ensaio (28 mm) ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

No gráfico da Fig. 4.50, pode-se observar outra situação em que essa tendência foi observada. Nele, são apresentadas as diferenças de temperatura entre a máxima e a inicial, durante o oitavo ensaio (224 mm usinados). Nota-se que o termopar soldado na extremidade discordante do canal, apresentou a menor diferença de temperatura (7,67 °C) entre os três termopares. O termopar T2, também no lado discordante, porém mais afastado da extremidade que T1, apresentou uma diferença de temperatura maior que ele, sendo esta de 9,224 °C. Já o termopar que se encontrava no centro do canal, mais afastado do lado discordante e mais próximo do lado concordante, apresentou uma diferença de temperatura maior dentre os três termopares (12,829 °C). As temperaturas máximas registradas por T1, T2 e T3 foram, respectivamente, 28,274 °C, 29,815 °C e 33,468 °C.

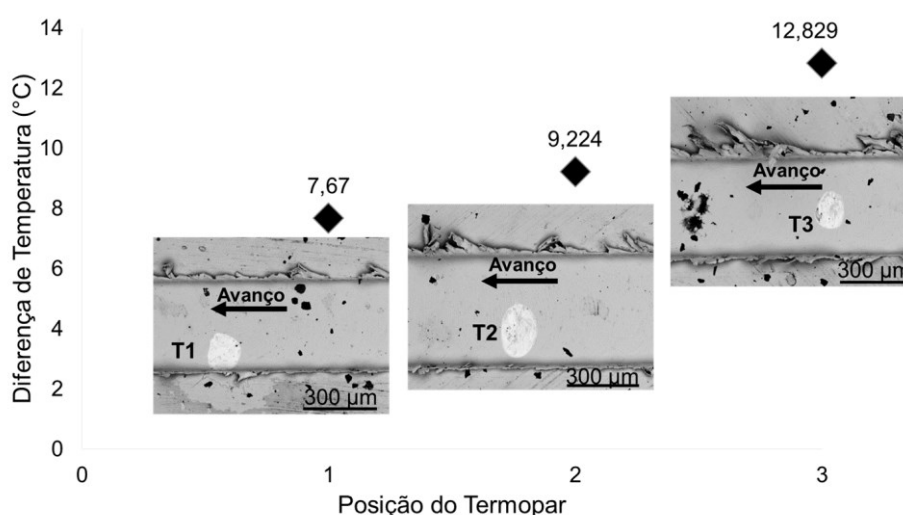


Figura 4.50 – Diferença de temperatura entre a máxima e inicial, durante o oitavo ensaio (224 mm) ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μm/dente e profundidade de corte de 20 μm

Já na Figura 4.51, pode-se observar o gráfico com exemplo de dois termopares soldados em posições semelhantes, entretanto de lados opostos, ou seja, um na extremidade do lado concordante (T3), e o outro na extremidade do lado discordante (T2), possibilitando uma comparação entre eles. Ao analisar os valores das diferenças de temperatura entre a máxima e a mínima medida pelos dois termopares, nota-se que o termopar T3, soldado no lado concordante, registrou maior diferença (18,564 °C) que o termopar T2, no lado discordante (15,995 °C), enfatizando essa tendência constatada na maioria dos 18 ensaios em que foi possível essa análise. Sugere-se que o termopar T1 soltou-se da superfície da peça antes da ferramenta passar por ele. As temperaturas

máximas registradas por T1, T2 e T3 foram, respectivamente, 28,603 °C, 39,914 °C e 42,443 °C.

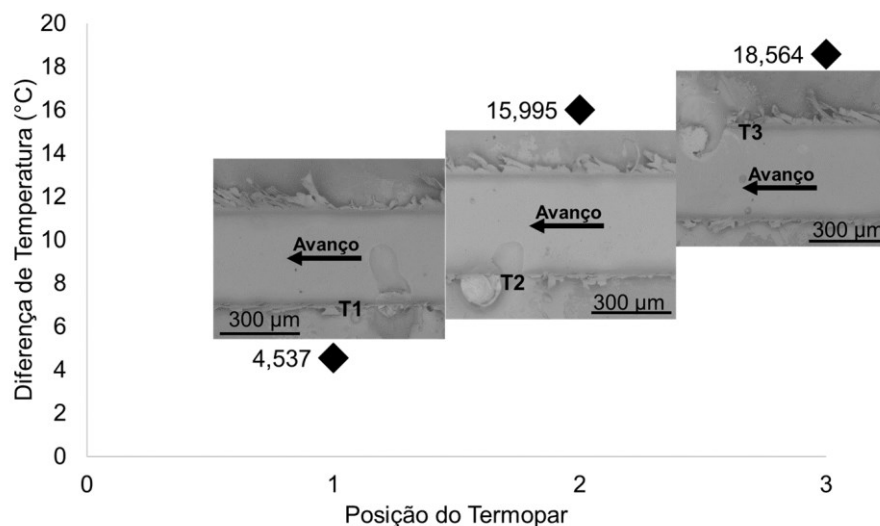


Figura 4.51 – Diferença de temperatura medida durante o 23º ensaio (644 mm) ao usar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Alguns autores, ao compararem a temperatura de corte no lado concordante e discordante no fresamento, constataram maiores temperaturas geradas no fresamento concordante. Toh (2005), ao realizar uma comparação da temperatura na superfície do cavaco gerada entre a orientação concordante e discordante, durante o fresamento convencional de um aço endurecido AISI H13, observou que as temperaturas obtidas para o fresamento discordante foram menores em todas as condições analisadas, sendo essa diferença de 3 % a 8 %. Ueda et al (2008) também constataram, utilizando um pirômetro de radiação infravermelha com óptica no fresamento convencional de um aço carbono com inserto de CBN, que a temperatura no corte concordante é maior que no discordante, na ponta da ferramenta, sendo essa diferença de, aproximadamente, 70 °C.

Entretanto, essa tendência apresentada no presente trabalho, em que a temperatura se mostrou maior no lado concordante em relação às demais regiões do canal, se difere de alguns estudos sobre temperatura no processo de microusinagem presentes na literatura. Diferentes pesquisadores que investigaram esse tema aplicado ao microfresamento (Ding, Shen e Shin (2011) Mamedov e Lazoglu (2016); Thepsonthi e Özel (2013); Thepsonthi e Özel (2015); Wang; Zou; Huang (2019)) constataram que a temperatura máxima durante este processo ocorre no centro do canal, onde há a maior espessura de corte. Porém, cabe ressaltar que a maioria dos estudos presentes na literatura envolveram apenas análise por

meio de simulação computacional ou poucos ensaios experimentais, sem análise posterior da posição do termopar, diferenciando deste estudo, em que foram realizados diversos ensaios com o objetivo de melhor entender o comportamento da temperatura na peça durante o microfresamento da liga Ti-6Al-4V.

De acordo com a tendência apresentada nesse estudo, tem-se uma sugestão de explicação para a maior temperatura ocorrida no lado concordante do canal. Quando a ferramenta inicia o corte, no lado discordante, a temperatura aumenta na região, devido à transformação de trabalho em calor. Por meio da propagação do calor gerado, a temperatura nas regiões próximas à aresta de corte se eleva. A temperatura aumenta com a espessura de corte. À medida que esta variável aumenta, a transferência de calor do meio para os arredores também aumenta. Assim, no lado concordante, a temperatura vai aumentando, conforme a aresta de corte se aproxima. Quando esta passa a usinar nessa região do canal, a temperatura do processo de remoção de material somada ao aumento de temperatura por condução gera maior temperatura na saída da aresta de corte da ferramenta.

Contribuindo para esse aumento da temperatura na região concordante do canal, tem-se a maior formação de rebarbas nessa orientação. Com maior volume de material sendo levado para esse lado, maior a quantidade de calor é direcionada para a borda do canal. Assim, a soma desses fatores pode fazer com que a temperatura apresente a tendência de aumentar do lado discordante para o lado concordante do canal.

A segunda análise realizada com os resultados obtidos para a temperatura durante os ensaios empregando a condição de corte um, foi referente à influência do desgaste nessa variável. Sabe-se que na usinagem convencional o desgaste contribui para aumento da temperatura do processo, mas para microusinagem, esse é um fenômeno ainda a ser investigado. Para realizar essa análise de forma mais adequada, tendo em vista a influência da posição do termopar na temperatura de corte, foram selecionados os valores medidos correspondentes às posições semelhantes nos diversos canais. Sendo assim, para verificar se há influência do desgaste na temperatura durante o processo, foram considerados, primeiramente, os valores correspondentes às marcas dos termopares no lado discordante dos canais, próximo à extremidade, em posições que apresentassem o máximo de semelhança possível.

No gráfico da Fig. 4.52, pode-se observar os valores da diferença de temperatura em determinados ensaios em que havia termopares no lado discordante do canal, com a imagem de suas respectivas marcas. Nela, nota-se que, entre o comprimento usinado de 224 mm e 756 mm, há a tendência da temperatura aumentar com esta variável, sendo que de uma diferença de temperatura de 9,224 °C, no oitavo ensaio, passou-se para uma diferença de 42,551 °C, no 27º canal usinado. Observa-se também neste gráfico que, a partir

do ensaio 14 (392 mm usinados), há um grande aumento da diferença de temperatura, sendo que de 12,056 °C, esta passou para 35,256 °C no 20° ensaio (560 mm usinados).

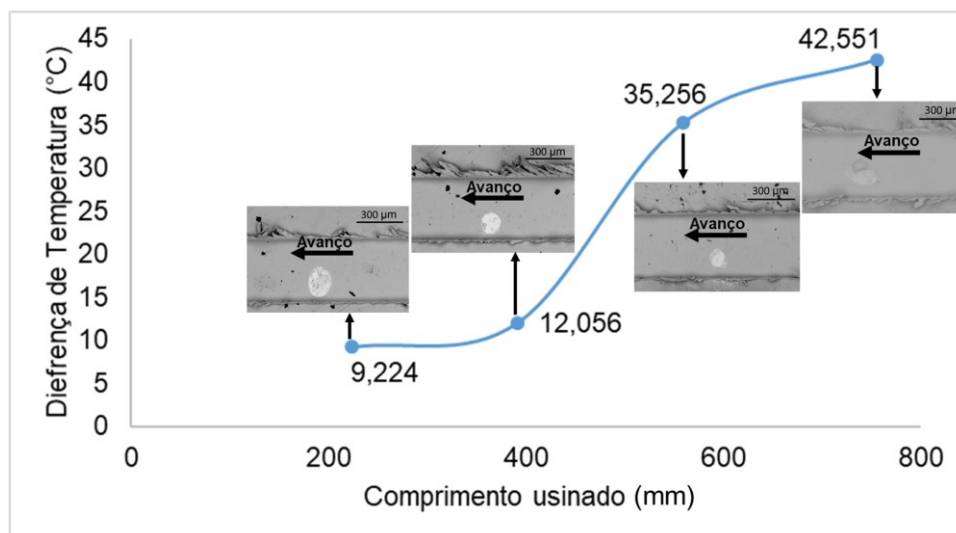


Figura 4.52 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado medida com termopares soldados no lado discordante do canal, ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Essa análise também foi feita com termopares soldados no lado concordante do canal, verificando os valores correspondentes às marcas dos termopares soldados em posições semelhantes no lado concordante, próximas à extremidade. No gráfico da Fig. 4.53, pode-se observar que os valores correspondentes ao lado concordante também apresentam uma tendência de aumentar com o comprimento usinado, ou seja, indicam que a temperatura tende a aumentar com o desgaste de ferramenta. Além disso, pode-se observar que o aumento se torna mais evidente a partir do ensaio 16 (448 mm usinados). Do primeiro ensaio, ao décimo sexto, a diferença de temperatura passou de 8,903°C para 10,909°C. Já a partir desse ponto para o 21° ensaio (588 mm usinados), a diferença de temperatura passou para 22,649 °C.

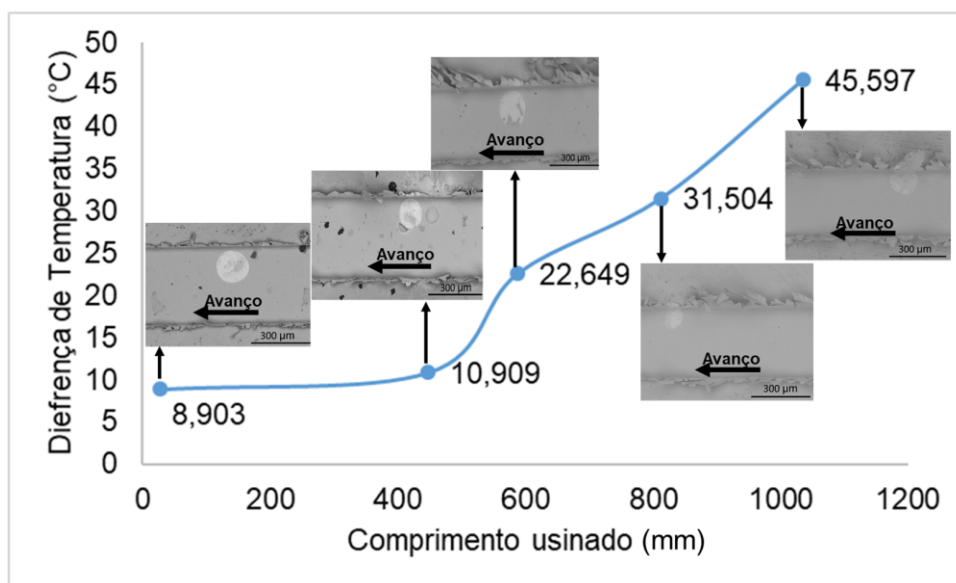


Figura 4.53 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado medida com termopares soldados no lado concordante do canal, ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μ m/dente e profundidade de corte de 20 μ m

Outra observação feita, indicando que o desgaste da microfresa influenciou no aumento da temperatura se refere à análise dos resultados para a diferença de temperatura obtidos com termopares soldados fora da trajetória da ferramenta. Na Figura 4.54, pode-se observar essa tendência, em que se nota que houve um grande aumento da diferença de temperatura ao comparar o primeiro resultado com o último, observando que, na usinagem do canal cinco (140 mm usinados), houve uma diferença de temperatura entre a máxima medida e a inicial de 2,471 $^{\circ}$ C e, na usinagem do canal 43 (1204 mm usinados), houve uma diferença de temperatura de 20,538 $^{\circ}$ C.

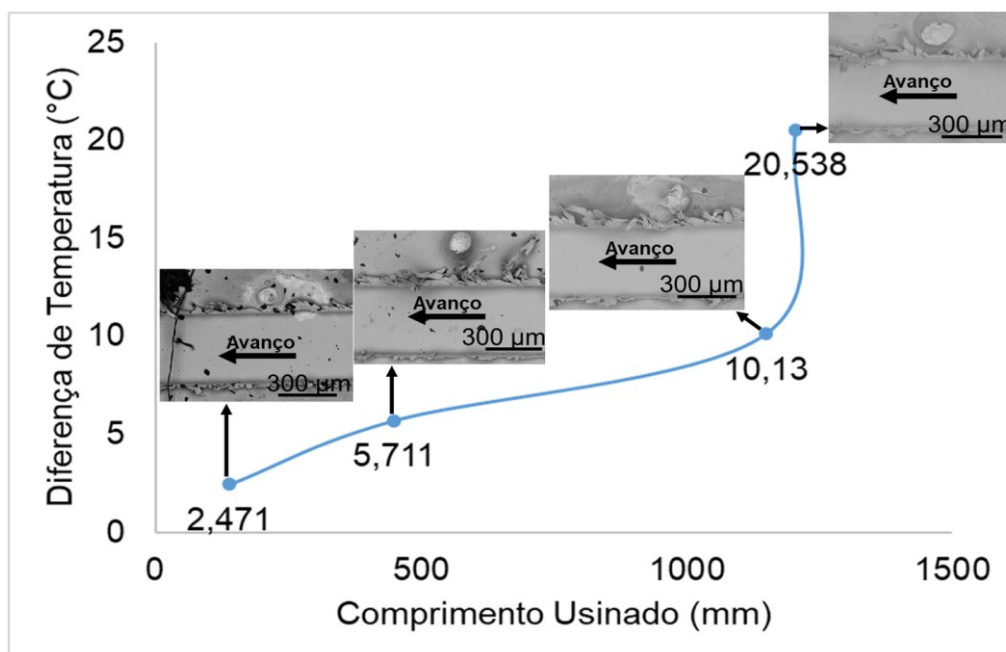


Figura 4.54 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado medida com termopares soldados fora da trajetória da ferramenta, no lado concordante do canal, ao usinar com ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μm/dente e profundidade de corte de 20 μm

Dessa forma, nota-se que a temperatura nesse processo apresenta a tendência de aumentar com o comprimento usinado. À medida que o desgaste de ferramenta aumenta, o raio de aresta se torna maior e a ferramenta menos afiada. O corte, então, passa a exigir maiores esforços e, consequentemente, maior é a temperatura do processo.

4.5.2. Ensaios com ferramenta sem revestimento

Nessa seção, serão apresentados os resultados obtidos para temperatura ao empregar a condição de corte dois, ou seja, ao utilizar a ferramenta sem revestimento. Na Figura 4.55, pode-se observar um exemplo de um gráfico gerado para temperatura com a condição de corte dois. Nota-se a temperatura medida pelos três termopares, durante o terceiro ensaio, havendo um pico em cada curva, indicando a temperatura máxima medida, que seria próximo à passagem da ferramenta. Para cada ensaio, um gráfico semelhante a esse foi gerado. A maior temperatura medida, bem como a maior diferença de temperatura apresentada durante os testes foi no 16° canal (448 mm usinados), em que a temperatura

máxima foi de 53,844 °C, com uma diferença de 31,967 °C. O termopar estava soldado no lado concordante do canal.

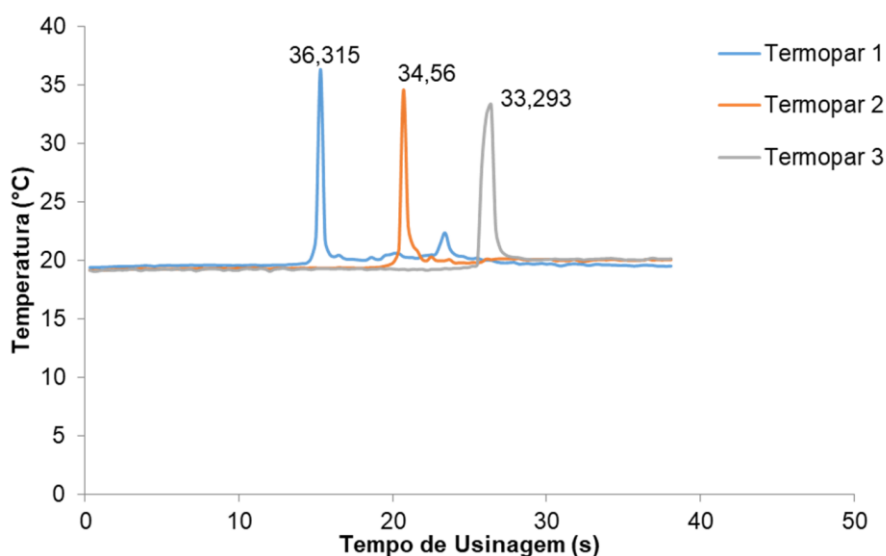


Figura 4.55 – Gráfico da temperatura em função do tempo obtida no terceiro ensaio (84 mm usinados) ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

A primeira análise dos resultados realizada foi quanto à posição dos termopares no que tange aos dados de temperatura obtidos para o lado concordante, discordante e centro do canal. Essa análise foi feita de forma semelhante à realizada com a condição de corte um. Assim, ao analisar os dados de cada canal separadamente, correlacionando com as posições das marcas deixadas pelos termopares, não foi identificada nenhuma tendência, ou seja, não pode ser constatado se há diferenças nas temperaturas, considerando as diversas regiões dos canais. Ressalta-se que, na maioria dos ensaios, os termopares estavam soldados no lado concordante do canal, dificultando assim, a identificação de alguma tendência nesse âmbito de investigação.

A segunda análise foi quanto à influência do desgaste de ferramenta na temperatura de usinagem. Dessa forma, foram analisados os dados de temperatura obtidos ao se utilizar posições de termopares semelhantes. Ao observar as marcas de termopares soldados no lado discordante dos canais em posições semelhantes, foram encontrados apenas dois para fins comparativos, um no primeiro ensaio e outro no último canal usinado. Na Figura 4.56, pode-se observar o gráfico com ambos os resultados e as respectivas imagens das marcas dos termopares. Nota-se que nos primeiros 28 mm usinados, a diferença de temperatura medida por meio do termopar no lado discordante foi de 4,196 °C. Já no último ensaio (476 mm usinados), a diferença de temperatura medida com o termopar no lado discordante foi

de 29,856 °C. Esses resultados apontam a tendência da temperatura aumentar com o desgaste de ferramenta.

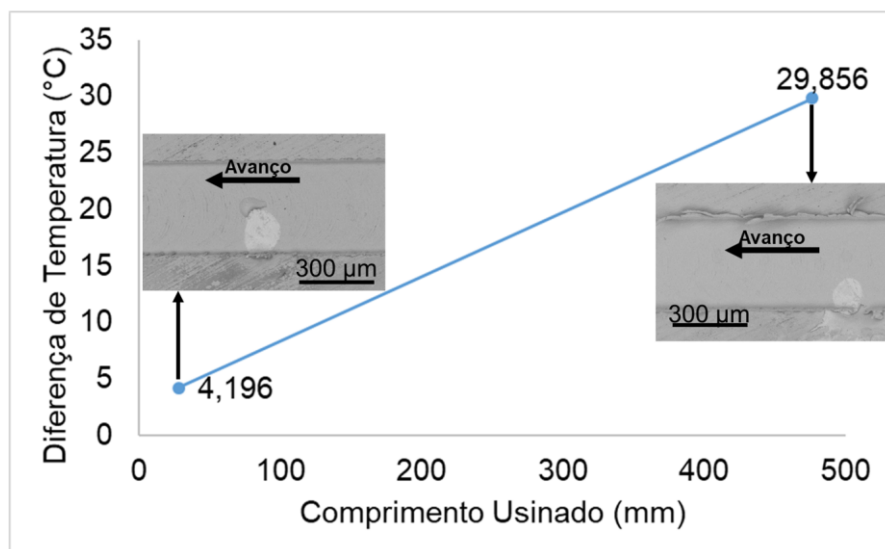


Figura 4.56 – Diferença de temperatura em função do comprimento usinado no lado discordante do canal ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Quanto ao lado concordante, foi possível identificar quatro marcas de termopares soldados em posições semelhantes. Na Figura 4.57, pode-se observar os valores para a diferenças de temperatura medidas com termopares nas extremidades concordantes dos canais, com as respectivas imagens das marcas deixadas pelos termopares. Nota-se que nos primeiros 28 mm usinados, a diferença de temperatura medida com o termopar na posição analisada foi de 10,426 °C. Já no 16° canal usinado (448 mm), a diferença de temperatura medida por um termopar na posição observada foi de 25,892 °C. Sendo assim, nota-se, por meio dos resultados obtidos com os termopares soldados na extremidade dos canais do lado concordante, que há uma tendência da temperatura aumentar com o desgaste.

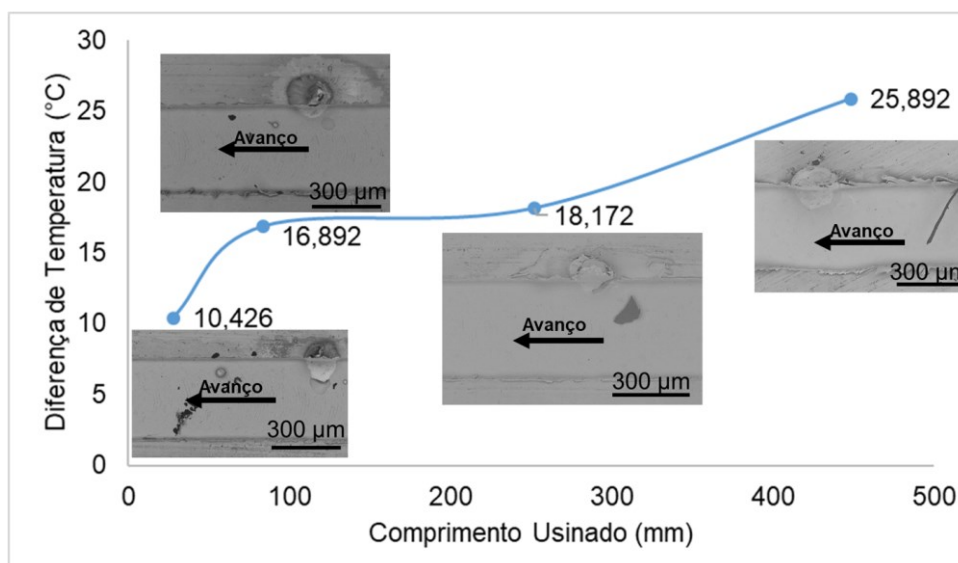
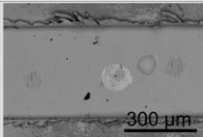
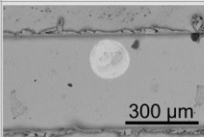
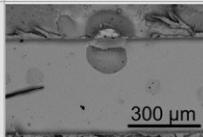
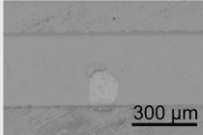
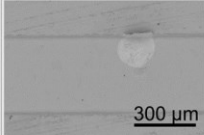
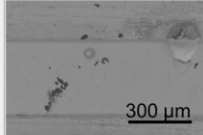


Figura 4.57– Diferença de temperatura em função do comprimento usinado no lado concordante do canal gerado ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 µm/dente e profundidade de corte de 20 µm

Também, pode-se observar que, logo nos primeiros comprimentos usinados, ocorreu um grande aumento da diferença de temperatura, sendo que, da diferença de temperatura obtida no primeiro ensaio de 10,426 °C, passou-se para 16,892 °C durante usinagem do terceiro canal, ou seja, houve aumento de, aproximadamente, 62 % na diferença de temperatura entre o primeiro e o terceiro canal usinados. Esse comportamento pode estar relacionado à ocorrência dos microlascamentos na microfresa nos três primeiros ensaios realizados, conforme exposto na seção 4.1.2.

Após análise dos resultados de temperatura para ambas as condições de corte (1 e 2), foi feita uma comparação dos dados obtidos entre elas. Para minimizar a influência do desgaste das microfresas na análise, tendo em vista que ele influencia na temperatura e que a sua evolução para as duas ferramentas é diferente, foram considerados resultados obtidos apenas no primeiro ensaio (28 mm usinados). Na Figura 4.58, pode-se observar os dados de temperatura obtidos para o primeiro ensaio nas duas condições de corte analisadas, com as respectivas imagens das marcas dos termopares. Nota-se que as diferenças de temperatura medidas nas duas condições de corte são semelhantes ao comparar as que estão com as marcas de termopares em posições equivalentes. A posição do termopar mais semelhante entre os dois se refere à extremidade do lado concordante (posição indicada pelas imagens da coluna seis). Nessa localização, constata-se que as temperaturas nas duas condições foram muito semelhantes, apresentando uma diferença entre elas de apenas 0,143 °C.

Condição de corte	Posição do Termopar	Diferença de Temperatura (°C)	Posição do Termopar	Diferença de Temperatura (°C)	Posição do Termopar	Diferença de Temperatura (°C)
1		4,646		8,903		10,283
2		4,196		9,025		10,426

← Avanço da ferramenta

Figura 4.58 – Comparação dos resultados obtidos para as diferenças de temperatura ao empregar a condição de corte um (ferramenta revestida) e dois (ferramenta sem revestimento) ao usinar o primeiro canal (28 mm usinados)

Além disso, a partir desses dois ensaios realizados com ferramentas diferentes, a tendência constatada durante a usinagem com a microfresa revestida é reafirmada, ou seja, as partir desses resultados, nota-se a tendência da temperatura aumentar do lado discordante para o lado concordante.

Cabe destacar que, com observação desses resultados, não foi verificado que as geometrias diferentes das microfresas e a presença do revestimento em apenas uma delas influenciou no comportamento apresentado para a temperatura nos primeiros instantes do corte. Entretanto, o desgaste mais acelerado da ferramenta sem revestimento influenciou para o aumento mais rápido da temperatura medida, em comparação aos resultados obtidos com a ferramenta revestida.

Ao comparar as temperaturas durante o processo de microusinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V medidas neste trabalho, nota-se que elas são muito menores que as apresentadas no processo da macrousinagem. Wang, Nakashima e Larson (2014), durante o estudo do macrofresamento dessa liga, mediram experimentalmente e estimaram por meio de simulação numérica, temperaturas acima de 350 °C ao empregar uma velocidade de corte de 30 m/min. Para a maior velocidade de corte analisada (130 m/min), as temperaturas chegaram a 650 °C, aproximadamente. Dessa forma, nota-se que no processo de microfresamento nas condições analisadas, as temperaturas geradas são menores, indicando a influência da escala nessa variável do processo.

4.6. Simulação computacional

A simulação do microfresamento com a ferramenta revestida foi realizada com o objetivo principal de complementar informações sobre a distribuição de temperatura durante

o processo, visto as limitações da medição experimental. Na Figura 4.59, pode-se observar a imagem de um determinado instante da simulação. Nela, nota-se a semelhança entre a geometria da ferramenta empregada nos ensaios experimentais com a simulada. Pode-se observar também, que na região de corte, os elementos são menores e a malha é mais densa.

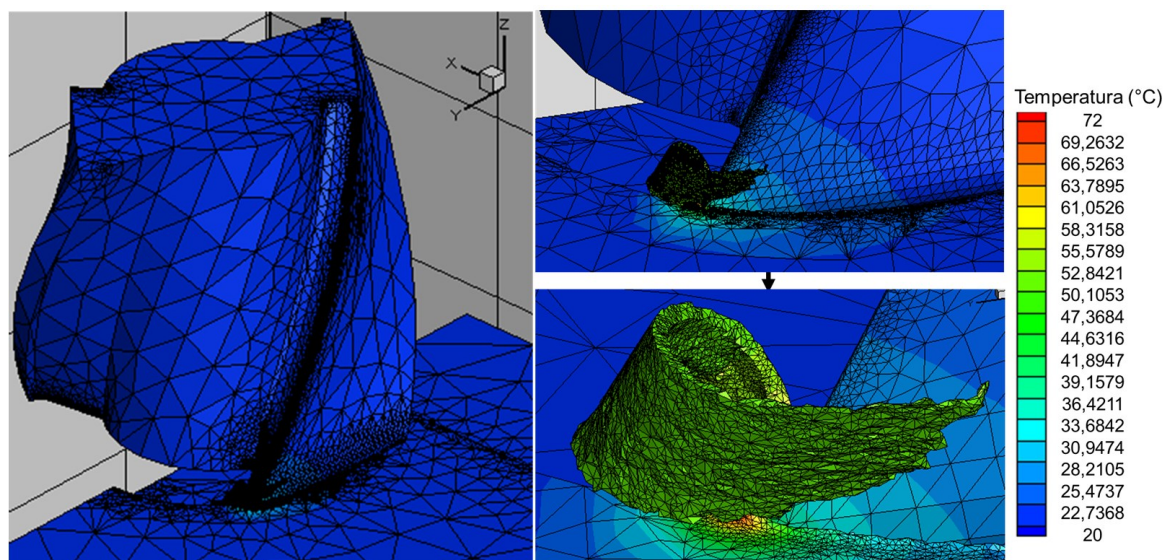


Figura 4.59 – Simulação da microfresa usinando

Para analisar o comportamento apresentado pelas temperaturas, foram observados diversos pontos, ao longo da trajetória da ferramenta. Cabe ressaltar que foram simuladas duas voltas para cada aresta de corte, totalizando quatro trajetórias. Foram analisadas, primeiramente, as temperaturas máximas apresentadas no sistema e sua evolução no decorrer da usinagem. Na Figura 4.60, pode-se observar a trajetória de uma aresta de corte durante sua primeira volta, com a formação de um cavaco. Inicialmente, a primeira aresta inicia a usinagem no lado discordante (Fig. 4.60(1)). A temperatura começa a aumentar em direção ao centro do canal, onde ela se torna máxima (Fig. 4.60(5)). Continuando o trajeto, em direção ao lado concordante, em que ocorre a saída da aresta de corte e o destacamento do cavaco (Fig. 4.60(8)), a temperatura começa a diminuir, porém, apresenta valores maiores que no lado discordante. Assim, a segunda aresta inicia o corte e o mesmo comportamento foi observado. Durante toda a simulação, a distribuição das temperaturas máximas foi semelhante.

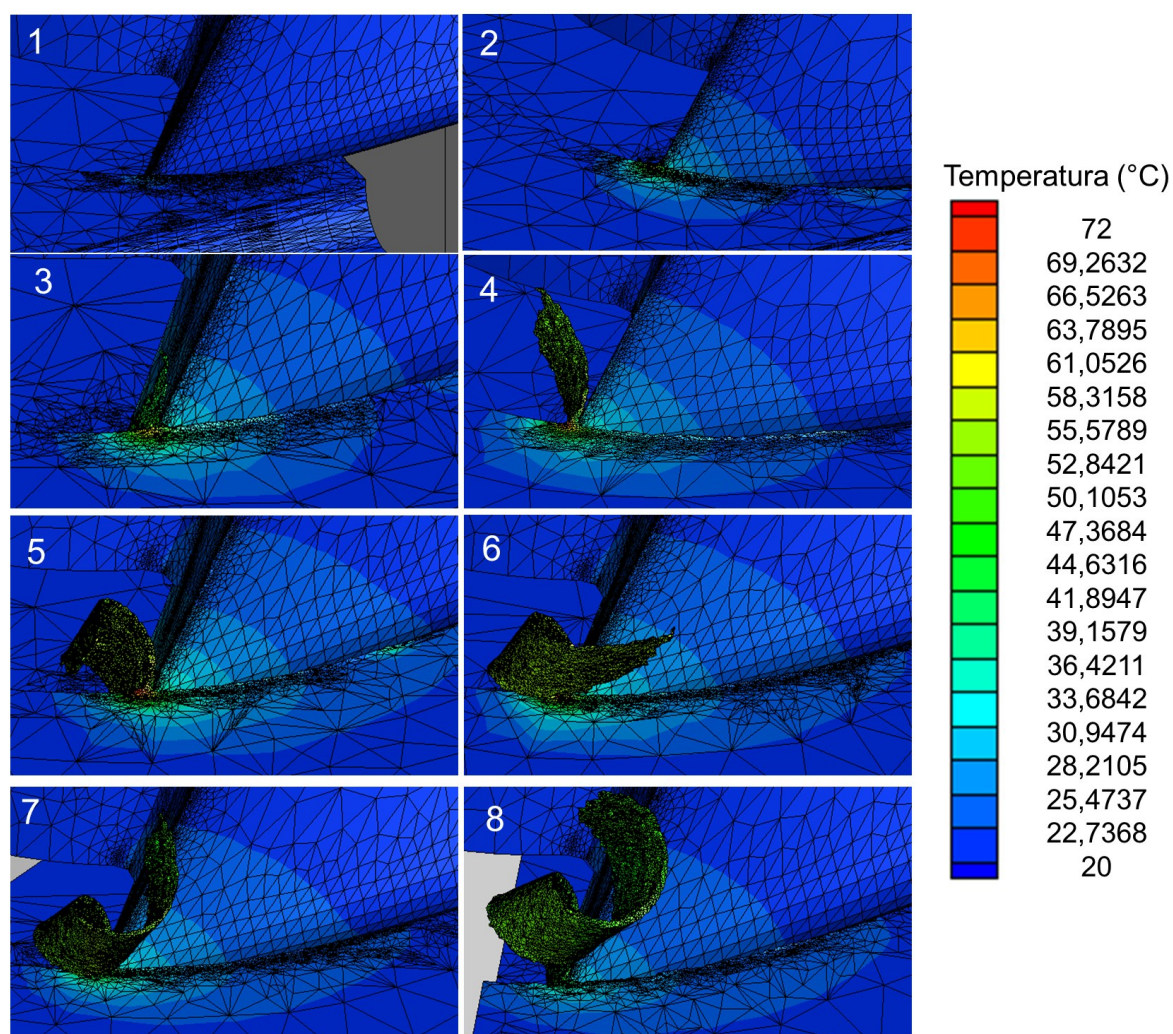


Figura 4.60– Distribuição da temperatura no percurso da primeira volta da primeira aresta de corte ao simular com a ferramenta revestida, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 μm /dente e profundidade de corte de 20 μm

A maior temperatura durante o percurso da primeira aresta de corte foi de 72,62 °C, apresentando uma diferença máxima de temperatura de 52,62 °C. Considerando as duas voltas de ambas as arestas (4 percursos completos), a maior temperatura obtida foi de 83,48 °C, no centro do canal, durante a trajetória da segunda aresta de corte, na sua primeira volta. Esse comportamento, no qual a temperatura máxima ocorre no centro do canal, se assemelha aos obtidos por outros pesquisadores da área, conforme exposto na seção 2.7.

Além disso, observa-se que a temperatura aumenta somente na região de corte da ferramenta, corroborando os resultados obtidos nos ensaios experimentais em que a temperatura aumentou somente próximo à passagem da aresta de corte da ferramenta. Um fator importante para esse comportamento é a baixa condutividade térmica do material usinado, que faz com que a maior parte do calor se concentre na região de corte.

Também foi verificada a diferença de temperatura entre peça, ferramenta e cavaco. Na Figura 4.61, pode-se observar a distribuição de temperatura em cada um desses componentes de forma separada. Nota-se que a maior temperatura está na zona de corte e, ao observar os componentes separadamente, tem-se que os maiores gradientes de temperatura são apresentados pelo cavaco e peça. Na ferramenta, a maior temperatura está concentrada na extremidade da aresta de corte. Entretanto, a temperatura atingida por esta é menor que a apresentada pela peça e cavaco. Isso pode ser devido ao baixo volume de material removido nesse processo, que faz com que o comprimento de contato entre ferramenta e peça/cavaco seja pequeno.

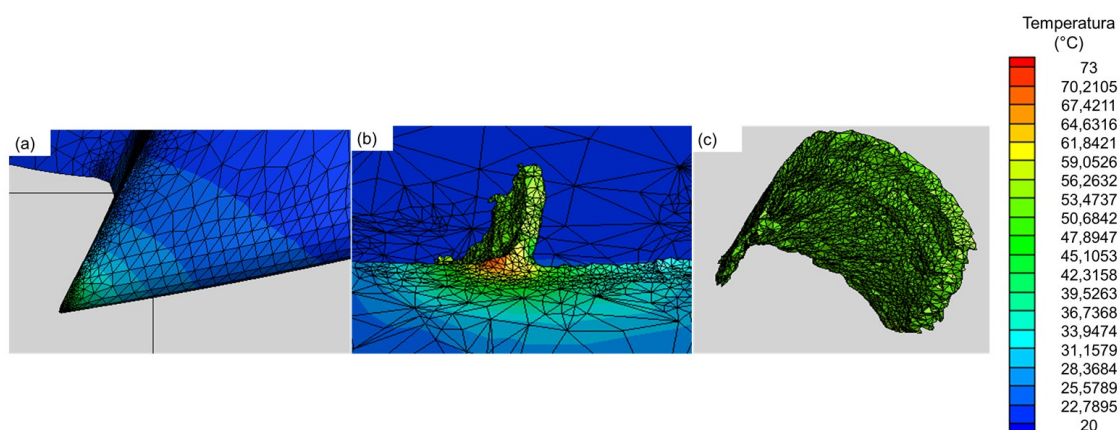


Figura 4.61 – Distribuição de temperatura na (a) ponta da ferramenta; (b) na peça e (c) no cavaco, no mesmo instante de usinagem ao empregar a ferramenta sem revestimento, velocidade de corte de 25 m/min, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de corte de 20 μm

Os valores para as temperaturas na peça foram semelhantes aos medidos durante o trabalho experimental. Na Figura 4.62, é mostrado um exemplo em que há apenas a distribuição de temperatura na peça. Nela, pode ser observado, em um ponto próximo à trajetória da ferramenta, que a temperatura foi de 28°C, valor semelhante ao medido no primeiro ensaio realizado, conforme a Fig. 4.49. Entretanto, cabe ressaltar que a simulação utiliza de informações do banco de dados do programa, sendo os resultados obtidos apenas uma aproximação.

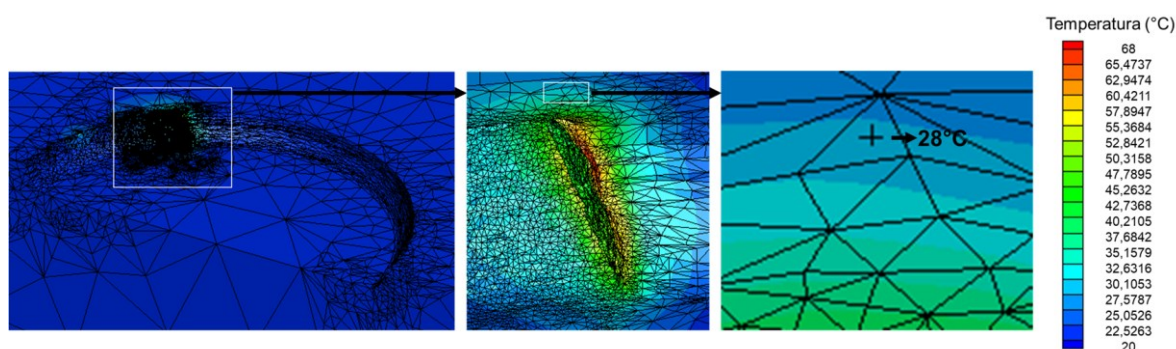


Figura 4.62 – Distribuição de temperatura na peça

Os cavacos gerados durante a simulação apresentaram a forma helicoidal, conforme pode ser observado na Fig. 4.63. Essa forma se difere dos cavacos identificados nos ensaios experimentais. Nota-se a presença, junto aos demais cavacos, de uma partícula menor. Essa partícula pode se referir ao cavaco esferoidal, identificado nos ensaios experimentais.

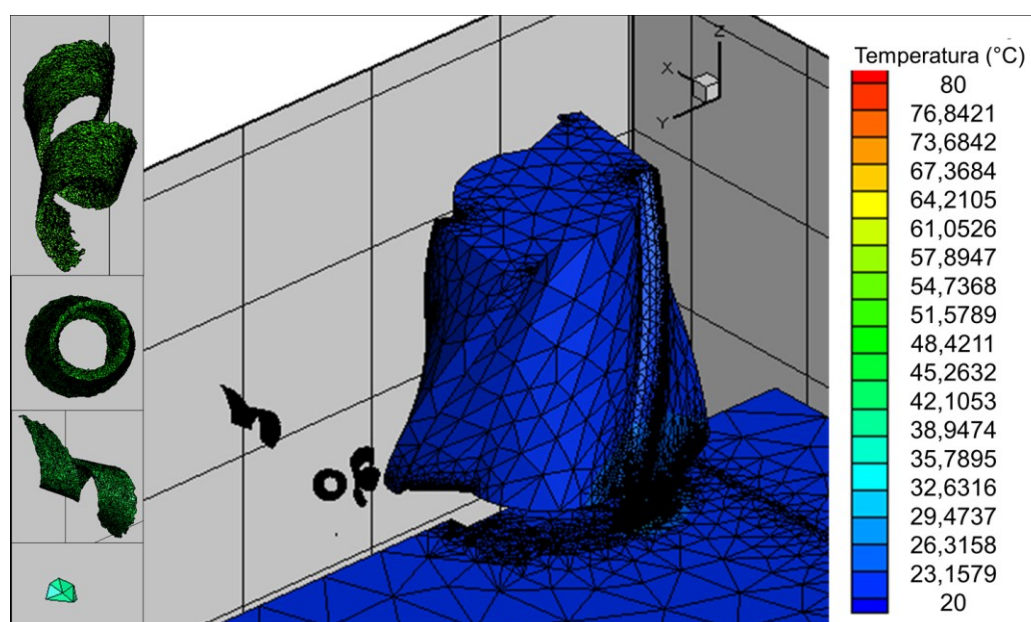


Figura 4.63 – Formas de cavaco apresentadas na simulação

4.7. Influência do avanço na qualidade dos canais microfresados

Uma característica relevante do processo de microusinagem é o fato do raio de aresta ser da ordem de grandeza da espessura de corte, relativa ao avanço no processo de fresamento. Dessa forma, o avanço empregado exerce grande influência na qualidade dos

canais gerados. Se este for muito pequeno, com valores inferiores ao raio de aresta, o sulcamento pode se tornar predominante, prejudicando a formação do cavaco.

Diante disso, ensaios foram realizados com diferentes valores de avanço, entre 0,05 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e 5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, para verificar as taxas que proporcionam canais com melhor qualidade. Para tanto, a rugosidade dos canais foi medida e imagens das rebarbas e superfície do canal, obtidas pelo MEV, foram analisadas. Na Figura 4.64, pode-se observar os gráficos gerados para os parâmetros de rugosidade Ra , Rq , Rt , Rz , Rsk e Rku em função dos valores de avanço empregados. Ressalta-se que o desvio padrão não foi apresentado para não dificultar a visualização do gráfico.

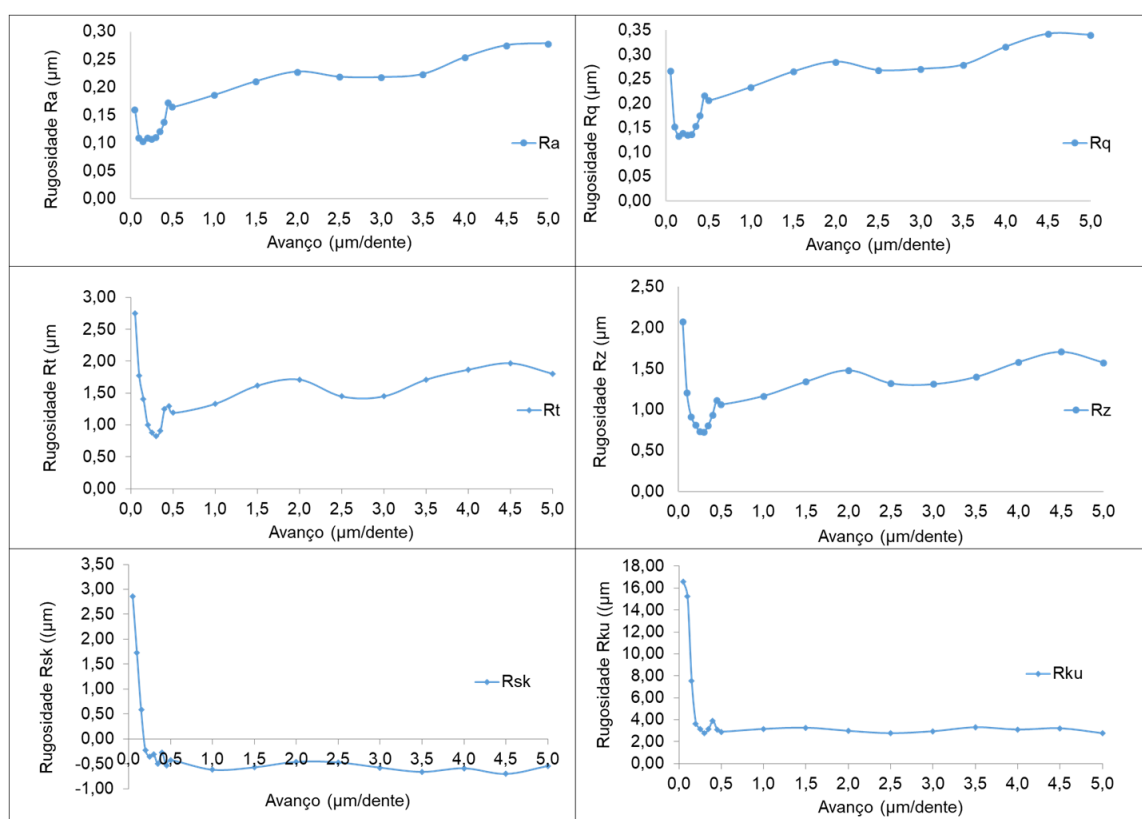


Figura 4.64 – Rugosidade dos canais ao empregar diferentes avanços (de 0,05 a 5 $\mu\text{m}/\text{dente}$), profundidade de corte de 40 μm e velocidade de corte de 25 m/min

Pode-se observar que os gráficos apresentam um comportamento semelhante, sendo que, no início, a rugosidade tende a diminuir com o aumento do avanço e, depois, passa a apresentar uma tendência de aumentar com esse parâmetro, ou mantém-se constantes, como nos casos do Rsk e Rku .

Assim, tem-se que os gráficos para o Ra , Rq , Rz e Rt apresentam duas regiões distintas. Em uma, a redução do avanço proporciona redução na rugosidade superficial, na outra, a redução do avanço ocasiona o seu aumento. Estes parâmetros apresentaram

valores máximos para o menor avanço. Com o aumento da taxa de avanço, a rugosidade passou a diminuir até atingir o valor mínimo.

Para o Ra e o Rq , o valor mínimo foi alcançado com o avanço de $0,15 \mu\text{m/dente}$. Entretanto, a variação com os avanços de $0,10$ a $0,30 \mu\text{m/dente}$, foi pequena com a maior diferença entre os valores menor que $0,01 \mu\text{m}$ para o Ra e $0,005 \mu\text{m}$ para o Rq . A partir do avanço de $0,30 \mu\text{m/dente}$ até o valor de $0,45 \mu\text{m/dente}$, a rugosidade aumentou de forma acelerada, seguido por um aumento gradativo até o último avanço empregado.

Para o Rt e Rz , o valor mínimo alcançado foi com o avanço de $0,30 \mu\text{m/dente}$. Porém, as médias obtidas foram próximas para os avanços de $0,20$ a $0,35 \mu\text{m/dente}$. Desse ponto ($0,35 \mu\text{m/dente}$) até o avanço de $0,45 \mu\text{m/dente}$, a rugosidade Rt e Rz também aumentou de forma acelerada, seguida de um aumento gradativo até o último avanço utilizado.

Quanto ao parâmetro Rsk , este apresentou valores positivos com os três menores avanços, sendo o maior valor para a maior taxa empregada. Com o avanço de $0,2 \mu\text{m/dente}$, o Rsk passou a ser negativo e esse valor empregado proporcionou uma superfície mais regular quanto ao número de picos e vales, pois foi o valor mais próximo de zero. A partir desse ponto, os valores permaneceram negativos e não sofreram grandes variações.

O Rku teve comportamento semelhante ao Rsk . Ao empregar os três menores valores de avanço, este parâmetro apresentou médias elevadas, maiores que 3. A partir desse ponto, a rugosidade permaneceu com valores próximos a $3 \mu\text{m}$, com exceção do canal em que se empregou o avanço de $0,4 \mu\text{m/dente}$, que apresentou um valor de $3,886 \mu\text{m}$.

Portanto, ao analisar os valores obtidos para todos os parâmetros de rugosidade, de forma conjunta, tem-se uma faixa de valores para o avanço que proporciona menores médias para a rugosidade, compreendendo os valores de $0,20$ a $0,30 \mu\text{m/dente}$.

Ressalta-se que, na literatura, pesquisadores têm utilizado os valores de Ra para determinação da taxa de avanço mínima a ser empregada a partir da distinção das duas regiões no gráfico. O avanço correspondente à menor rugosidade Ra é considerado o valor mínimo a ser empregado no processo. No presente trabalho, ao analisar o gráfico obtido para este parâmetro, tem-se que a taxa de avanço que separa as duas regiões com comportamentos distintos é $0,15 \mu\text{m/dente}$. Ao reduzir os valores a partir dessa taxa, a rugosidade aumenta. Ao elevar o valor do avanço, a rugosidade também tende a aumentar. Sendo assim, a região englobando os valores abaixo desse avanço, de acordo a literatura, seria dominada pelo sulcamento. Cabe destacar, conforme supracitado, que os valores obtidos para Ra com os avanços de $0,10$ a $0,30 \mu\text{m/dente}$ foram muito próximos, podendo essas taxas serem consideradas também como valores que proporcionam Ra menores.

Entretanto, é importante ressaltar que, ao analisar o gráfico para o Rku , nota-se que a rugosidade foi maior que $3 \mu\text{m}$, com o emprego do avanço de $0,15 \mu\text{m/dente}$, apresentando

o valor de 7,52 μm . Isso indica que a superfície apresenta muitos picos finos e/ou vales profundos. Somente a partir dessa taxa de avanço que o Rku passou a apresentar valores próximos a 3 μm , que se refere, segundo Machado et al. (2009), por exemplo, a superfícies retificadas com rebolo afiado. Dessa forma, sugere-se que no estudo investigativo sobre valores de avanço e determinação da região dominada pelo sulcamento, por meio da verificação da rugosidade, deva-se englobar análise de outros parâmetros além do Ra , como o Rku , que, conforme exposto por Gadelmawla (2002), pode diferenciar duas superfícies com formas diferentes, mas que apresentam o mesmo valor para o Ra .

Ressalta-se também que é importante analisar qualitativamente as superfícies geradas com os diferentes parâmetros empregados de forma a identificar características que as distinguem e entender os valores de rugosidade medidos. Na Figura 4.65, pode-se observar as superfícies geradas com os três menores avanços. Ao analisar as imagens dos canais obtidas pelo MEV, verifica-se que a superfície do canal formado com o avanço de 0,05 $\mu\text{m}/\text{dente}$, menor valor empregado, apresenta grande quantidade de partículas. Estas podem ser cavacos fragmentados formados devido às pequenas espessuras de corte. Quando formados, ficam na superfície da peça. Com a passagem da ferramenta, eles são pressionados contra a superfície do canal, fixando sobre ela.

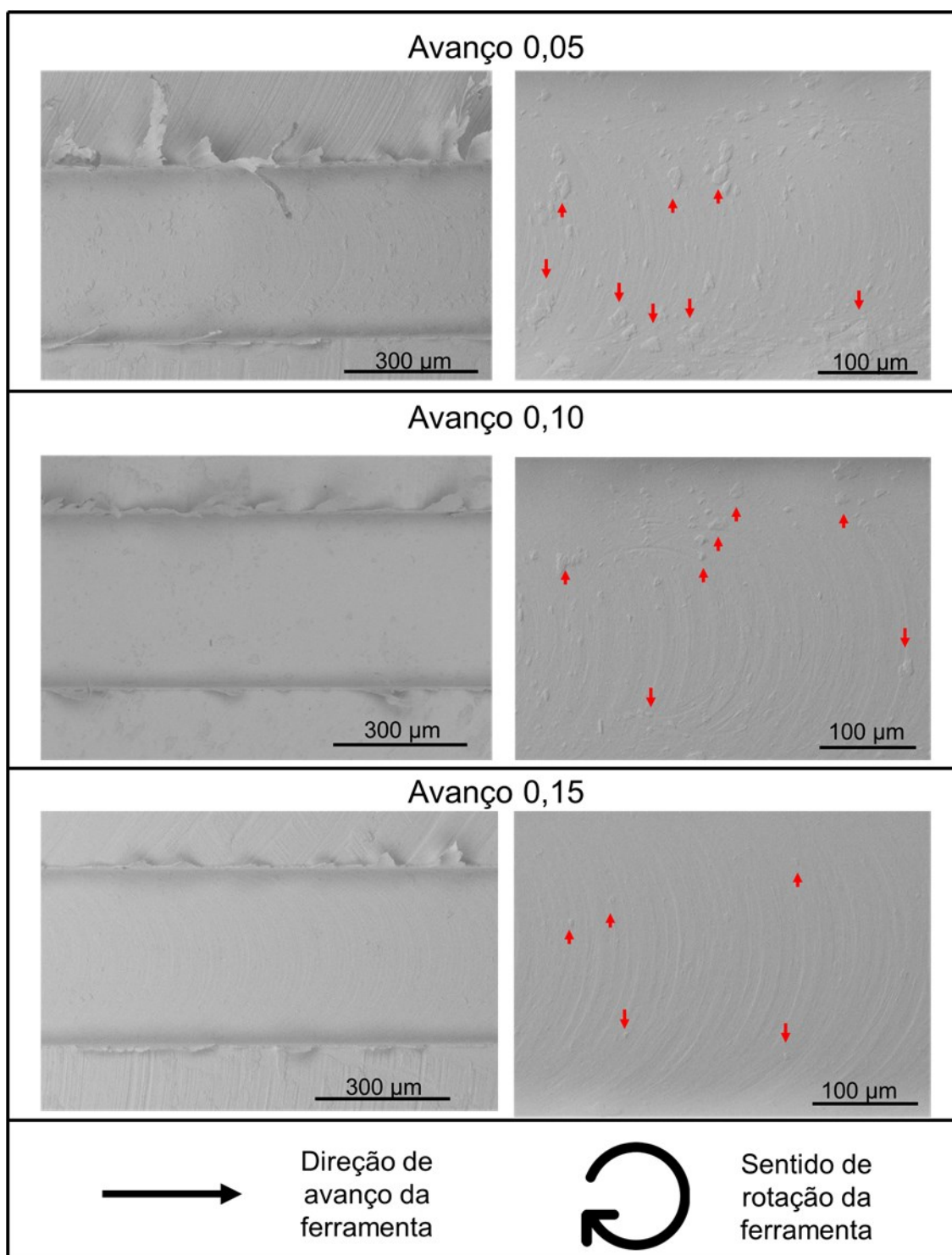


Figura 4.65 – Superfícies geradas com taxas de avanço de 0,05, 0,10 e 0,15 $\mu\text{m}/\text{dente}$

Nota-se, também, que, à medida que o avanço aumenta, a quantidade de partículas diminui. Além disso, observa-se que concentração maior de partículas está nas extremidades dos canais, onde ocorre as menores taxas de avanço, tendo em vista que estas são variáveis com a posição da aresta de corte da ferramenta. Cabe destacar também

que essas partículas influenciam na rugosidade superficial, contribuindo para o aumento dessa variável.

Diversos pesquisadores (Wang et al. (2016); Ziberov et al. (2016); dos Santos, Silva e Jackson (2018)) têm atribuído a ocorrência dessas partículas à presença de APC, entretanto, o presente trabalho sugere que essas partículas, nas condições analisadas, podem ser devido a ocorrência de outro fenômeno. Uma sugestão deste trabalho é que essas partículas podem ser cavacos fragmentados gerados devido às pequenas espessuras de corte. Quando formados, ficam na superfície da peça. Com a passagem da ferramenta, eles são pressionados contra a superfície do canal, fixando sobre ela.

Outra observação feita ao analisar detalhadamente as superfícies dos canais foi que, ao empregar os dois menores valores para o avanço, as superfícies geradas ficaram com marcas circulares menores que o diâmetro da ferramenta. Na Figura 4.66, pode-se observar as marcas circulares destacadas ao empregar as duas menores taxas de avanço. Ziberov et al. (2016) também identificaram marcas circulares com diâmetros menores que o da ferramenta de corte empregada, durante o microfresamento da liga Ti-6Al-4V, utilizando o avanço de 0,1 $\mu\text{m}/\text{dente}$. Segundo os autores, essas marcas podem ser devido ao desgaste da ferramenta que alterou a geometria desta. Entretanto, nesse trabalho, essa sugestão não é adequada, pois a ferramenta não estava desgastada e só ocorreu com avanços pequenos. Assim, sugere-se que as marcas circulares com diâmetro menor podem ser devido às partículas menores (cavacos fragmentados) formadas nessas condições de corte que se aderem na ferramenta e, durante o corte, riscam a peça.

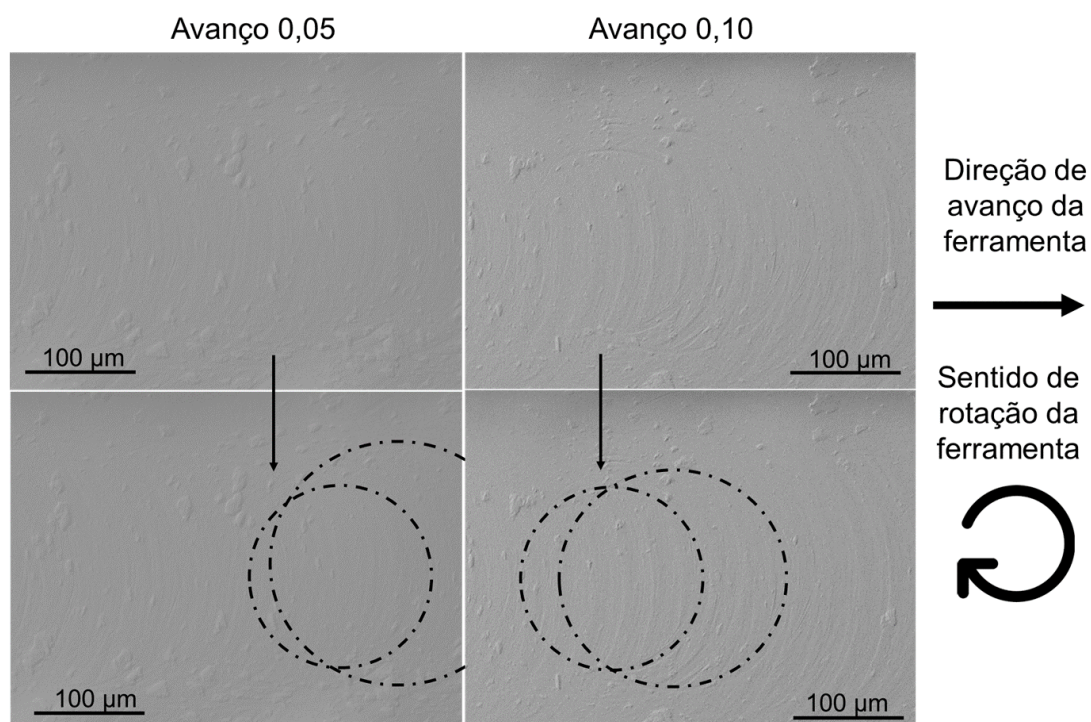


Figura 4.66 – Marcas circulares nas superfícies dos canais com avanço de 0,05 e 0,10 $\mu\text{m}/\text{dente}$

Também foi constatado que, a partir do emprego do avanço de 1 $\mu\text{m}/\text{dente}$, as marcas de avanço se tornaram irregulares, de forma semelhante às marcas evidenciadas ao empregar a condição de corte um, em que se utilizou ferramenta com as mesmas especificações que a empregada nesses ensaios, avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$, profundidade de corte de 20 μm e velocidade de corte de 25 m/min. Na Figura 4.67, pode-se observar uma amostra da superfície gerada com o avanço de 4,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, em que setas indicativas exemplificam uma marca irregular presente na superfície do canal. Essas marcas podem ser devido ao fluxo lateral ou *side flow*, conforme já exposto.

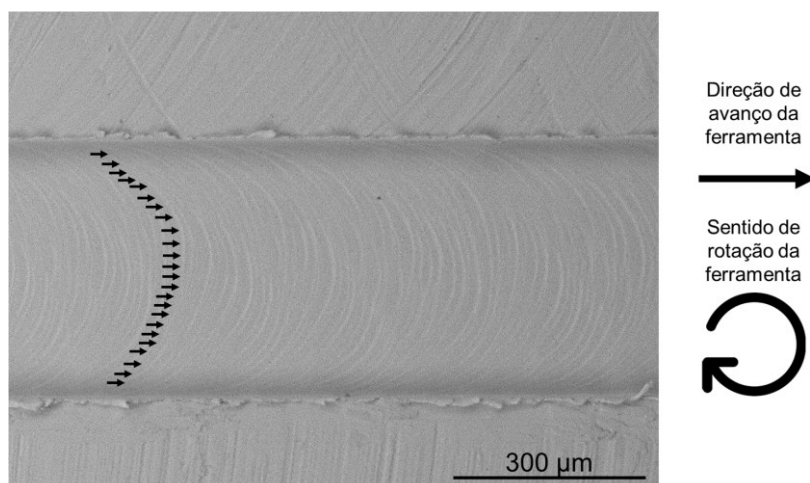


Figura 4.67– Marcas irregulares na superfície gerada ao empregar o avanço de 4,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$

As rebarbas formadas ao empregar cada condição de corte também foram analisadas. Na Figura 4.68, são mostrados exemplos das rebarbas formadas em cada canal gerado com o emprego de distintas taxas de avanço.

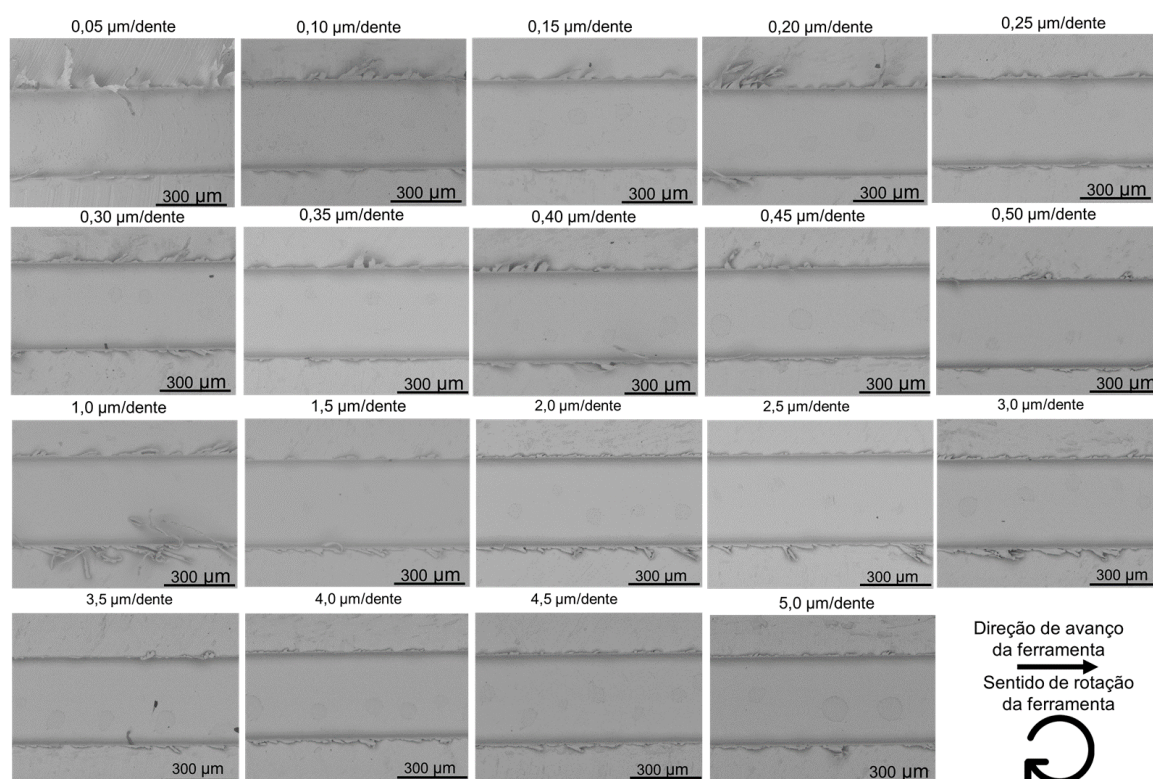


Figura 4.68 – Rebarbas formadas com empregos de distintos avanços

Pode-se observar que, com o emprego dos menores avanços até a taxa de $0,45 \mu\text{m}/\text{dente}$, a rebarba no lado discordante foram maiores que as geradas no lado concordante. Isso pode ter ocorrido porque a espessura de corte começa do zero, no lado discordante, e o material dobra na extremidade do canal, não formando cavaco. A espessura de corte aumenta e os cavacos começam a ser gerados, porém com pequenas dimensões.

Com o aumento do valor desse parâmetro, o comportamento apresentado pelas rebarbas mudou e o lado concordante passou a ter maiores rebarbas do que o lado discordante. Com o avanço de $0,5 \mu\text{m}/\text{dente}$, não foi possível observar diferenças entre as rebarbas geradas no lado concordante e discordante. Com o avanço de $1,0 \mu\text{m}/\text{dente}$ e valores maiores, a rebarba no lado concordante passou a ser maior, o que, é comumente encontrado nos trabalhos da literatura.

Ao avaliar todo o comprimento dos canais, foi observado que as menores rebarbas foram geradas com o avanço de $0,5 \mu\text{m}/\text{dente}$. Entretanto, para o processo de microusinagem, essas rebarbas são muito grandes. Dessa forma, além de analisar parâmetros que proporcionam melhor rugosidade, deve-se realizar análises de condições que proporcionem o mínimo de rebarbas possível, como por exemplo, combinar o uso do fluido de corte com diversos parâmetros de usinagem. O ideal é a produção de componentes sem rebarbas, pois, além do processo de rebarbação ser difícil, pode danificar a peça. Para tanto, metodologias como a proposta por Kou et al. (2015) podem ser desenvolvidas para prevenir a formação de rebarbas.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As principais conclusões obtidas ao final deste estudo, por meio da realização dos ensaios de microfresamento na liga Ti-6Al-4V, são descritas da seguinte forma:

- A evolução do desgaste das microfresas apresenta comportamento semelhante ao desgaste de flanco na macrousinagem;
- O desgaste de flanco e arredondamento da ponta são as principais formas de desgaste apresentadas;
- A adesão e o microlasamento foram os mecanismos de desgaste identificados na microfresa revestida e sem revestimento;
- Observou-se que o maior ângulo de posição secundário auxilia na redução do desgaste na superfície secundária de folga;
- A evolução do desgaste foi mais acelerada para a ferramenta sem revestimento;
- O desgaste não exerceu influência sobre a rugosidade, ao empregar a ferramenta revestida e com menor ângulo de posição secundário, sendo os valores obtidos baixos;
- A superfície dos canais gerados com a ferramenta revestida apresenta marcas que indicam a ocorrência de fluxo lateral;
- A rugosidade apresentou a tendência de reduzir com o desgaste ao empregar a ferramenta sem revestimento e com maior ângulo de posição secundário;
- As rebarbas no lado concordante do canal foram maiores que as geradas no lado discordante e apresentaram tendência de aumentar com o desgaste até um determinado comprimento usinado, para ambas as ferramentas empregadas;
- Durante a usinagem em uma determinada região da peça, a rebarba formada no meio do canal foi menor que a gerada no início e fim deste;
- Quanto aos cavacos analisados, foram identificados tipo contínuo e esferoidal;
- A temperatura apresentou a tendência de aumentar do lado discordante para o lado concordante do canal;
- Com a evolução do desgaste, a temperatura apresentou a tendência de aumentar;

- Ao empregar as duas ferramentas diferentes, no início dos ensaios, não foi constatada diferenças nas temperaturas máximas na peça;
- Os resultados da simulação computacional apresentaram valores de temperatura na peça semelhante aos medidos nos ensaios experimentais;
- De acordo com a simulação, a maior temperatura do processo é quando ocorre a maior espessura de corte;
- Existe uma faixa de valores para o avanço que proporciona rugosidade mínima nas condições analisadas e ao considerar a análise dos parâmetros R_a , R_q , R_t , R_z , R_{sk} e R_{ku} , sendo esta de 0,20 $\mu\text{m}/\text{dente}$ a 0,30 $\mu\text{m}/\text{dente}$ para a liga Ti-6Al-4V.

Como sugestão para trabalhos futuros na mesma linha de pesquisa, recomenda-se:

- Analisar a microestrutura em diversos pontos da peça para verificar se há diferenças significativas que causam mudança no comportamento das rebarbas geradas;
- Realizar uma investigação mais aprofundada sobre a influência do ângulo de posição secundário no processo de microusinagem;
- Desenvolver metodologia ou identificar condições de corte que possibilitem a prevenção de formação de rebarbas no processo de microfresamento;
- Desenvolver técnicas para medição de temperatura em microusinagem.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALHADEFF, L.L.; MARSHALL, M. B.; CURTIS, D. T.; SLATTER, T. Protocol for tool wear measurement in micro-milling. **Wear**. v. 420 – 42, p. 54 – 67, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.11.018>

ARAMCHAROEN, A., MATIVENGA, P.T., YANG, S., COOKE, K.E., TEER, D.G. Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 1578 – 1584, 2008.

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

ASLANTAS, K.; HOPA, H.E.; PERCIN, M.; UCUN, I.; ÇICEK, A. Cutting performance of nano-crystalline diamond (NCD) coating in micro-milling of Ti6Al4V alloy. **Precision Engineering**. v. 45, p. 55 – 66, 2016.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2016.01.009>

ASM HANDBOOK. Metallography and Microstructures. Ed. 1, v. 9. ASM International, USA, 2004, p. 2733.

ASM HANDBOOK. Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials. Ed. 10, v. 2. ASM International, USA, 1998, p. 3470.

ASM HANDBOOK. Surface engineering. Ed. 10, v. 5. ASM International, USA, 2004, p. 2535.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 4288: Especificações geométricas de produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade**. Rio de Janeiro, p. 10. 2008.

ISBN 978-85-07-01096-8

AVILA, M. C.; CHOI, J.; DORNFELD, D. A. Deburring of Cross-Drilled Hole Intersections by Mechanized Cutting. **7th International Conference on Deburring and Surface Finishing**, 2004.

BERESTOVSKIY, D.; HUNG, W. N. P. Surface Finish of Ball-End Milled microchannels. **Proceedings of the 8th International Conference on MicroManufacturing**, Canadá. Anais... v. 80, p. 22 – 29, 2013.

<https://doi.org/10.1115/1.4028502>

BIERMANN, D.; STEINER, M. Analysis of Micro Burr Formation in Austenitic Stainless Steel X5CrNi18-10. **Procedia CIRP**, v. 3, p. 97 – 102, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.07.018>

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.; HANSEN, H. N.; CHIFFRE, L. D.; Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 201 – 207, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.029>

BOOTHROYD, G., KNIGHT, W.A., 2006, **Fundamentals of Machining and Machine Tools**, 3 ed. Edition, CRC press, Nova Iorque.

ISBN 1-57444-659-2

BRUNETTE, D. M., TENGVAL, P., TEXTOR, M., & THOMSEN, P. **Titanium in Medicine: Material Science, Surface Science, Engineering, Biological Responses and Medical Applications**: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, New York, LLC, 2001.

CÂMARA, M. A.; RUBIO, J. C. 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)

CHAE, J.; PARK, S.; FREIHET, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools & Manufacturing**, New York, v. 46, n. 3-4, p. 313-332, 2006.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.05.015>

CHERN, G. L. Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 45, p. 789 –794, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.11.013>

CHERN, G. L.; WU, Y. J. E.; CHENG, J. C.; YAO, J. C. Study on burr formation in micromachining 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>

CHOI, H. Z. LEE, S. W. CHOI, Y. J. KIM, G. H. Micro Deburring Technology Using Ultrasonic Vibration with Abrasive. **7th International Conference on Deburring and Surface Finishing**, 2004.

CUNHA, D. F. Influência da utilização do fluido de corte com adição de grafeno na emperatura de usinagem e formação de rebarba no microfresamento. 2016. 91f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

DADGARI, A.; HUO, D.; SWAILES, D. Investigation on tool wear and tool life prediction in micro-milling of Ti-6Al-4V. **Nanotechnology and Precision Engineering**. v.1. p. 218 – 225, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.npe.2018.12.005>

DHANORKER, A.; ÖZEL, T. Meso/micro scale milling for micro-manufacturing. **International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems**. v. 1, p. 23 – 42, 2008.

<https://doi.org/10.1504/IJMMS.2008.018273>

DING, H; SHEN, N; SHIN, Y. Experimental Evaluation and Modeling Analysis of Micromilling of Hardened H13 Tool Steels. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**. v.133, p. 1 – 11, 2011.

<https://doi.org/10.1115/1.4004499>

Engimplan, 2019. Disponível em
<<http://www.engimplan.com.br/DetalhesProduto?slug=leaf>>. Acesso em: 24 de out. de 2019a.

Engimplan, 2019. Disponível em
<<http://engimplan.com.br/DetalhesProduto?slug=distrator%23ter%C3%A7o%23m%C3%A9dio>>. Acesso em: 24 de out. de 2019b.

EZUGWU, E. O.; SILVA, R. B.; SALES, W. F.; MACHADO, A. R. Overview of the Machining of Titanium Alloys. **Encyclopedia of Sustainable Technologies**, v. 2, p. 487 – 506, 2017.

<http://dx.doi.org/10.1016/B978-0-12-409548-9.10216-7>

EZUGWU, E.O.; WANG, Z.M. Titanium alloys and their machinability a review. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 68, p. 262 – 274, 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(96\)00030-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(96)00030-1)

FILIZ, S; CONLEY, C. M.; WASSERMAN, M. B.; OZDOGANLAR, O. B. An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 47, p. 1088 – 1100, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.09.024>

GADELMAWLA, E. S.; KOURA, M. M.; MAKSOUD, T. M. A.; ELEWA, I. M.; SOLIMAN, H. H. Roughness parameters. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 123, p. 133 – 145, 2002.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00060-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00060-2)

HUO, D.; CHENG, K. Overview of Micro Cutting. Em: HUO, D.; CHENG, K. (Ed(s)). **MicroCutting: Fundamentals and Applications**. Reino Unido: John Wiley & Sons, Ltd, 2013. p. 03 – 17a.

ISBN: 978-0-470-97287-8

HUO, D.; CHENG, K. Micro Cutting Mechanics. Em: HUO, D.; CHENG, K. (Ed(s)). **Micro-Cutting: Fundamentals and Applications**. Reino Unido: John Wiley & Sons, Ltd, 2013. p. 19 – 44b.

ISBN: 978-0-470-97287-8

HUTCHINGS, L. M. **Tribology: friction and wear of engineering materials**. Londres: Edward Arnold, 1992.

ISBN 034056184 X

ISO 3685. Tool-life testing with single-point turning tools, 1993.

JESSY, K. KUMAR, S. S.; DINAKARAN, D. RAO, V. S. Influence of different cooling methods on drill temperature in drilling GFRP. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v.76, p. 609 – 621, 2015.

KISWANTO, G; ZARIATIN, 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.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2014.05.003>

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

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

Kumar, C. S.; PATEL, S. K. Effect of chip sliding velocity and temperature on the wear behaviour of PVD AlCrN and AlTiN coated mixed alumina cutting tools during turning of hardened steel. **Surface & Coatings Technology**. v. 334, p. 509 – 525, 2018a.

<https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2017.12.013>

Kumar, C. S.; PATEL, S. K. Investigations on the effect of thickness and structure of AlCr and AlTi based nitride coatings during hard machining process. **Journal of Manufacturing Processes**. v. 31, p. 336 – 347, 2018b.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.11.031>

LAI, X.; LI, H.; LI, C.; LIN, Z.; NI, J. Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 48, p. 1 – 14, 2008.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.08.011>

LEE, K., DORNFELD, D. A. An experimental study on burr formation in micro milling aluminum and copper, **Transactions of NAMRI/SME**, v. 30, p. 1–8, 2002.

LI, K. M.; CHOU, S. 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>

LIU, X.; CHU, P.; DING, C. Surface modification of titanium, titanium alloys, and related materials for biomedical applications. *Materials Science and Engineering: R: Reports*, v. 47, p. 49 – 121, 2004.

<https://doi.org/10.1016/j.mser.2004.11.001>

LIU, K.; MELKOTE, S. N. Finite element analysis of the influence of tool edge radius on size effect in orthogonal micro-cutting process. **International Journal of Mechanical Sciences**. v. 49, p. 650–660, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2006.09.012>

MACHADO, A.R., COELHO, R.T., ABRÃO, A.M., DA SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**, Edgard Blucher, São Paulo, 2011.

ISBN 978-85-212-0452-7

MALEKIAN, M.; MOSTOFA, M. G.; PARK, S. S.; JUN, M. B.G. Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 212, p. 553 – 559, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.05.022>

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>

MEDEOSSI, F.; SORGATO, M.; BRUSCHI, S.; SAVIO, E. Novel method for burrs quantitative evaluation in micro-milling. v. 54, p. 379 – 387, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2018.07.007>

MIAN, A. J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Identification of factors that dominate size effect in micro-machining. **International Journal of MachineTools & Manufacture**. v. 51, p. 383–394, 2011.

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

NG, C. K., MELKOTE, S.N., RAHMAN, M., KUMAR, A.S. Experimental study of microand nano-scale cutting of aluminum 7075-T6. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, p. 929 – 936, 2006.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.08.004>

OLIVEIRA, D. GOMES, M. C.; SILVA, M. B. Spheroidal chip in micromilling. **Wear**. v. 426 – 427, p. 1672 – 1682, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.090>

OLIVEIRA, F. B; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T.; SOUZA, A. F. Size effect and minimum chip thickness in micromilling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 89, p.39 – 54, 2015.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.11.001>

ÔMEGA ENGINEERING. **Manual de Referência Técnica de Temperatura**. 2015, 230 p.

PETERS, M.; HEMPTENMACHERET J.; KUMPFERT, J.; LEYENS, C. Structure and Properties of Titanium and Titanium Alloys. Em: LEYENS, C.; PETERS, M. **Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications**. 2003.

<https://doi.org/10.1002/3527602119.ch1>

RAMOS, A. C.; AUTENRIETH, H.; STRAU, T.; DEUCHERT, M.; HOFFMEISTER, J. SCHULZE, V. Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 212, 594–600, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.07.007>

ROMANUS, H.; FERRARIS, E.; BOUQUET, J.; REYNAERTS, D.; LAUWERS, B. Micromilling of sintered ZrO₂ ceramic via cBN and diamond coated tools. **Procedia CIRP**. v.14, 371 – 376, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.063>

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

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

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

SANTOS, A. G.; SILVA, M. B.; JACKSON, M. J. Tungsten carbide micro-tool wear when micro milling UNS S32205 duplex stainless steel. **Wear**. v. 414 – 415, p. 109 –117, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.08.007>

SILVA, L. C.; SILVA, M. B. Investigation of burr formation and tool wear in micromilling operation of duplex stainless steel. **Precision Engineering**. v. 60, p. 178 – 188, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.08.006>

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI. Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.46, p. 467–481, 2006.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.019>

SHAW, M.C. **Metal Cutting Principles**. New York: Oxford University Press, 1986, 594p.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. New York: Oxford University Press, 2nd ed., 2005, 632 p.

SHAW, M. C.; JACKSON, M. J. The Size Effect in Micromachining. In: JACKSON, M. J (Ed). **Microfabrication and Nanomanufacturing**. New York: Taylor & Francis Group, LLC, 2006. p. 87 – 109.

SQUEFF, L. R.; SIMONSON, M. B. A.; ELIAS, C. N.; NOJIMA, L. I. Caracterização de mini implantes utilizados na ancoragem ortodôntica. **Revista dental press de ortodontia e ortopedia facial**. v. 13, n. 5, p. 49 – 56, 2008.

THEPSONTHI, T.; ÖZEL, T. 3-D finite element process simulation of micro-end milling Ti-6Al-4V titanium alloy: Experimental validations on chip flow and tool wear. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 221, p. 128–145, 2015.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.02.019>

THEPSONTHI, T; ÖZEL, T. Experimental and finite element simulation based investigations on micro-milling Ti-6Al-4V titanium alloy: Effects of cBN coating on tool wear. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 213, p. 532 – 542, 2013.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.11.003>

THIRD WAVE SYSTEMS. **AdvantEdge 7.4 User's Manual**. [S. l.], 2017, 336 p.

TOH, C. K. Comparison of chip surface temperature between up and down milling orientations in high speed rough milling of hardened steel. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 167, p. 110 – 118, 2005.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.10.004>

TRENT, E.M., WRIGHT, P.K., 2000, **Metal Cutting**, 4th Edition, Butterworth Heinemann, Oxford.

ISBN 0-7506-7069-X

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, p. 8–19, 2013.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2013.01.103>

UEDA, T.; SATO, M.; HOSOKAWA, A.; OZAWA, M. Development of infrared radiation pyrometer with optical fibers —Two-color pyrometer with non-contact fiber coupler. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 57, p. 69 – 72, 2008.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.056>

VAZQUEZ, E.; GOMAR, J.; CIURANA, J.; RODRÍGUEZ, C. A. Analyzing effects of cooling and lubrication conditions in micromilling of Ti6Al4V. **Journal of Cleaner Production**, v. 87, p. 906 – 913, 2015.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.10.016>

VIPINDAS, K.; MATHEW, J. Wear behavior of TiAlN coated WC tool during micro end milling of Ti-6Al-4V and analysis of surface roughness. **Wear**. v. 424 – 425, p. 165 – 182, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.02.018>

VOGLER, M. P.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling, Part I: Surface Generation. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**. v. 126, p. 685-694, 2004.

<https://doi.org/10.1115/1.1813470>

WANG, Y.; ZOU, B.; HUANG, C. Tool wear mechanisms and micro-channels quality in micro-machining of Ti-6Al-4V alloy using the Ti(C₇N₃)-based cermet micro-mills. **Tribology International**. v. 134, p. 60 – 76, 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.01.030>

WANG, Y.; ZOU, B.; WANG, J.; YOU, Y.; HUANG, C. Effect of the progressive tool wear on surface topography and chip formation in micro-milling of Ti-6Al-4V using Ti(C₇N₃)-based cermet micro-mill. **Tribology International**. v. 141, p. 1 – 14, 2020.

<https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.105900>

WANG, Z.; KOVVURI, V.; ARAUJO, A.; BACCI, M.; HUNGA, 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>

WANG, Z.; NAKASHIMA, S.; LARSON, M. Energy Efficient Machining of Titanium Alloys by Controlling Cutting Temperature and Vibration. *Procedia CIRP*, v. 17, p. 523 – 528, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.01.134>

WHITEHOUSE, D. J. Review Article: Surface metrology. **Measurement Science and Technology**. v. 8, p. 955 – 972, 1997.

<http://iopscience.iop.org/0957-0233/8/9/002>

WU, T.; CHENG, K. Micro Milling: The State-of-the-art: Approach Towards Applications. Ed: HUO, D.; CHENG, K. (Ed(s)). *Micro-Cutting: Fundamentals and Applications*. United Kingdom: John Wiley & Sons, Ltd, 2013. p. 03 – 17.

WU, X.; LI, L.; HE, N. Investigation on the burr formation mechanism in micro cutting. *Precision Engineering*. v. 47, p. 191 – 196, 2017.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2016.08.004>

XU, F.; FANG, F.; ZHANG, X. Effects of recovery and side flow on surface generation in nano-cutting of single crystal silicone. *Computational Materials Science*. v. 143, p. 133 – 142, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2017.11.002>

XU, K.; ZOU, B.; WANG, Y.; GUO, P.; HUANG, C.; WANG, J. An experimental investigation of micro-machinability of aluminum alloy 2024 using Ti(C7N3)-based cermet micro end-mill tools. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 235. p. 13 – 27, 2016.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.04.011>

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, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2016.08.029>