



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DO MICROFRESAMENTO NO AÇO H13 LAMINADO  
E MANUFATURADO PELO PROCESSO DE DEPOSIÇÃO POR ENERGIA  
DIRECIONADA**

**SAMUEL ALVES DE FREITAS**

**UBERLÂNDIA  
2025**

**SAMUEL ALVES DE FREITAS**

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DO MICROFRESAMENTO NO AÇO H13 LAMINADO  
E MANUFATURADO PELO PROCESSO DE DEPOSIÇÃO POR ENERGIA  
DIRECIONADA**

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

**Área de Concentração:** Materiais e Processos de Fabricação.

**Orientador:** Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva.

**UBERLÂNDIA**

**2025**

Dedico esse trabalho à minha querida avó Marina (*in memoriam*),  
que permanece em meus pensamentos, ensinando-me  
a buscar sempre aquilo em que acreditamos e  
a aprender com a vida.

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

---

F866a Freitas, Samuel Alves de, 1989-  
2025 Análise experimental do microfresamento no aço H13 laminado e  
manufaturado pelo processo de deposição por energia direcionada  
[recurso eletrônico] / Samuel Alves de Freitas. - 2025.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.

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

Modo de acesso: Internet.

Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2025.5503>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia Mecânica. I. Silva, Márcio Bacci da, 1964-, (Orient.).  
II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-graduação em  
Engenharia Mecânica. III. Título.

---

CDU: 621.01

Rejâne Maria da Silva  
Bibliotecária-Documentalista - CRB6/1925



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA**  
Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia  
Mecânica  
Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-  
MG, CEP 38400-902  
Telefone: (34) 3239-4282 - [www.posmecanica.ufu.com.br](http://www.posmecanica.ufu.com.br) - [secposmec@mecanica.ufu.br](mailto:secposmec@mecanica.ufu.br)



### **ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO**

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica			
Defesa de:	Tese de Doutorado Acadêmico, número 395 , PPGEM			
Data:	27/02/2025	Hora de início:	08:00	Hora de encerramento: <b>11:30</b>
Matrícula do Discente:	12013EMC015			
Nome do Discente:	Samuel Alves de Freitas			
Título do Trabalho:	ANÁLISE EXPERIMENTAL DO MICROFRESAMENTO NO AÇO H13 LAMINADO E MANUFATURADO PELO PROCESSO DE DEPOSIÇÃO POR ENERGIA DIRECIONADA			
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação			
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)			
Projeto de Pesquisa de vinculação:	(Projeto Fapemig APQ-00268-21 - Investigaçāo do microfresamento do aço ferramenta H13 obtido pelo processo de manufatura aditiva DED. Finalizado em 2023)			

Reuniu-se por videoconferência, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Prof. Dr. Arthur Alves Fiocchi - UFU; Prof. Dr. Álisson Rocha Machado - UFU, Prof. Dr. Lincoln Cardoso Brandão - UFSJ , Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho - EESC-USP , e Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva -UFU, orientador do candidato.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. **Márcio Bacci da Silva**, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, 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 presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos examinadores, que passaram a arguir o candidato. Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o candidato:

**Aprovado.**

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 27/02/2025, às 11:35, 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 27/02/2025, às 11:36, 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 **Lincoln Cardoso Brandão, Usuário Externo**, em 27/02/2025, às 11:40, 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 **ALISSON ROCHA MACHADO, Usuário Externo**, em 21/03/2025, às 10:17, 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 **Reginaldo teixeira coelho, Usuário Externo**, em 01/04/2025, às 15:54, 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?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **6078048** e o código CRC **108F9B27**.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço, em primeiro lugar, à minha família, que sempre foi minha fonte de inspiração e apoio. Ao meu pai, que me ensinou com seu exemplo a lutar e dedicar-me à família. À minha mãe, que me educou com sabedoria e amor, transmitindo-me valores que guiaram minha jornada acadêmica. E à minha querida esposa, Raquel, que me acompanhou em cada passo deste caminho, oferecendo-me amor, apoio e compreensão.

Agradeço também aos meus professores e orientadores, Lincoln Cardoso Brandão e Marcio Bacci da Silva, que me guiaram com expertise e dedicação, contribuindo significativamente para o meu crescimento acadêmico.

À minha equipe de pesquisa, Tamires Botelho, Artur, Walter, Letícia, Julia, Igor e ao técnico de laboratório Thiago, agradeço a colaboração, o apoio e a amizade. E a todos os colegas da UFU, agradeço a oportunidade de compartilhar conhecimentos e experiências.

A Universidade Federal de São João del-Rei (UFSJ) merece meu especial agradecimento, pois foi lá que minha formação acadêmica começou abrindo portas para o conhecimento e preparando-me para os desafios que vim a enfrentar.

Agradeço a todos que, de alguma forma, contribuíram para a realização desta tese. Sua colaboração e apoio foram fundamentais para o meu sucesso.

Muito obrigado.

**FREITAS, S. A. Análise Experimental Do Microfresamento No Aço H13 Laminado e Manufaturado Pelo Processo De Deposição Por Energia Direcionada.** 2025, 124 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia – MG.

## RESUMO

O microfresamento é uma técnica de usinagem de alta precisão que se destaca pela capacidade de produzir peças com geometrias complexas e acabamentos superficiais de alta qualidade. No entanto, a aplicação dessa técnica em materiais como o aço H13, que apresenta características específicas de dureza e resistência ao desgaste, requer uma análise detalhada das condições de corte e do comportamento do material durante o processo. O presente trabalho investigou experimentalmente o processo de microfresagem de aço para ferramentas H13 laminado e impresso pela técnica de processos de manufatura aditiva, Directed Energy Deposition (DED). O aço laminado foi recozido e apresentou uma dureza de 188 HV. O material impresso foi tratado termicamente por alívio de tensão para atingir uma dureza de 50 HRC e temperado e revenido para reduzir a dureza para 47 HRC. Os testes consistiram na usinagem de microcanais de 40  $\mu\text{m}$  de profundidade usando micro fresas de 400  $\mu\text{m}$  de diâmetro, revestidas com TiAlN. Foi utilizada uma máquina-ferramenta CNC com velocidade máxima do fuso de 60 000 rpm e resolução de 0,1  $\mu\text{m}$ . Para todos os testes, a profundidade de corte foi de 10  $\mu\text{m}$  e foi utilizada lubrificação em abundância e pulverizada a uma pressão de 6 bar. Foram utilizadas três velocidades de corte, 20, 31 e 50 m/min. A porosidade no material microfresado foi verificada, proporcionando uma melhor compreensão do processo DED. O efeito da velocidade de corte na rugosidade da superfície foi analisado utilizando a ANOVA. A rugosidade da superfície foi medida usando um perfilômetro de contato com resolução de 0,16 nm. Imagens de microscópio eletrônico de varredura das superfícies usinadas também foram analisadas. Os resultados mostraram uma diferença no desempenho entre os materiais. Embora o material impresso tenha uma dureza maior, os resultados para o alívio de tensões foram muito próximos do material laminado. Ainda, estes resultados mostraram que o desgaste da aresta de corte das ferramentas é significativamente elevado, especialmente nas condições produzidas por DED, onde a alta

energia utilizada e os tratamentos térmicos conferem ao material uma maior resistência à deformação. Isso resulta em um aumento do esforço de corte e acelera o desgaste da ferramenta ao longo do processo. Além disso, observou-se que a dureza do material laminado convencionalmente, que apresenta características mais dúcteis, reflete-se nas deformações elásticas e na formação de rebarbas. As conclusões deste estudo ressaltam a importância de compreender as diferenças entre os materiais e os processos de fabricação, oferecendo insights valiosos para futuras aplicações em microfresamento. A pesquisa contribui para o avanço das técnicas de usinagem em materiais endurecidos e sugere direções para investigações futuras, ampliando o escopo para outros materiais e processos de manufatura aditiva.

**Palavras-chave:** Microfresamento, Aço H13, Manufatura Aditiva, Deposição por Energia Direcionada, Usinagem

FREITAS, S. A. **Experimental Analysis of Micromilling on H13 Steel: A Comparison between Laminated and Additively Manufactured via Directed Energy Deposition** 2025, 124 s. Doctoral thesis, Federal University of Uberlândia – MG.

## ABSTRACT

Micromilling is a high-precision machining technique that stands out for its ability to produce parts with complex geometries and high-quality surface finishes. However, applying this technique to materials like H13 steel, which exhibits specific hardness and wear resistance characteristics, requires a detailed analysis of cutting conditions and material behavior during the process. This study experimentally investigated the micro-milling process of H13 steel for tools, both laminated and additively manufactured using Directed Energy Deposition (DED). The laminated steel was annealed and exhibited a hardness of 188 HV. The additively manufactured material was thermally treated for stress relief to achieve a hardness of 50 HRC and then tempered and quenched to reduce the hardness to 47 HRC. The tests consisted of machining 40  $\mu\text{m}$  deep micro-channels using 400  $\mu\text{m}$  diameter TiAlN-coated micro-mills. A CNC machine tool with a maximum spindle speed of 60,000 rpm and a resolution of 0.1  $\mu\text{m}$  was used. For all tests, the cutting depth was 10  $\mu\text{m}$ , and abundant lubrication was applied using a pulsed jet at 6 bar. Three cutting speeds, 20, 31, and 50 m/min, were used. The porosity in the micro-milled material was verified, providing a better understanding of the DED process. The effect of cutting speed on surface roughness was analyzed using ANOVA. Surface roughness was measured using a contact profilometer with a resolution of 0.16 nm. Scanning electron microscope images of the machined surfaces were also analyzed. The results showed a difference in performance between the materials. Although the additively manufactured material had higher hardness, the stress relief results were very close to those of the laminated material. Furthermore, these results showed that the wear of the cutting tool edge is significantly high, especially in the conditions produced by DED, where the high energy used, and thermal treatments confer to the material a higher resistance to deformation. This results in an increase in cutting force and accelerates tool wear throughout the process. Additionally, it was observed

that the hardness of conventionally laminated material, which exhibits more ductile characteristics, is reflected in elastic deformations and burr formation.

**Keywords:** Micromilling; H13 Steel; Additive Manufacturing; Directed Energy Deposition (DED); Machining.

## LISTA DE FIGURAS

<b>Figura 1</b> - Porosidade em materiais DED .....	17
<b>Figura 2</b> - Interseção entre a porosidade entre camada e dentro da camada com o respectivo GED .....	19
<b>Figura 3</b> - Regiões a serem usinadas em um molde .....	20
<b>Figura 4</b> - Exemplos de itens produzidos em H13 .....	23
<b>Figura 5</b> - Número de publicações envolvendo o termo H13 como palavra-chave .....	25
<b>Figura 6</b> - Publicações envolvendo o termo DED .....	26
<b>Figura 7</b> - Valores encontrados para as pesquisas do DED associadas com H13 e microfresamento .....	27
<b>Figura 8</b> - A influência da profundidade de corte ( $\alpha_0$ ) e o raio de curvatura da aresta de corte da ferramenta ( $r_n$ ) .....	31
<b>Figura 9</b> - MEV das ferramentas (a) ferramenta nova, (b) ferramenta seminova e (c) ferramenta usada .....	32
<b>Figura 10</b> - Comparativo do desgaste da aresta da ferramenta de acordo com a cobertura ....	33
<b>Figura 11</b> - Imagens da ferramenta de 0,3 mm e da adesão de alumínio após a usinagem: (a) sem cobertura e (b) cobertura de diamante .....	34
<b>Figura 12</b> - Formas de desgaste da ferramenta .....	36
<b>Figura 13</b> - Representação gráfica dos tipos de desgaste em microfresas .....	37
<b>Figura 14</b> - Medição do desgaste de ferramenta: (a) aresta de corte e (b) diâmetro da ferramenta .....	38
<b>Figura 15</b> - Metodologia de medição do desgaste .....	39
<b>Figura 16</b> - Determinação da área desgastada e medição do desgaste .....	40
<b>Figura 17</b> - Arranjo experimental apresentado por Malekian, Park e Jun (2009) .....	41

<b>Figura 18</b> - Comparação geométrica entre o processo de usinagem convencional (a) e microusinagem (b).....	44
<b>Figura 19</b> - Região estagnada, (a) corte e compressão, (b) apenas compressão, (c) microestrutura e (d) ilustração sobre a região estagnada durante o corte.....	45
<b>Figura 20</b> - Relação do desgaste da ferramenta e a formação de rebarbas no microfresamento de canais .....	47
<b>Figura 21</b> - Tipos de rebarba, entrada, estiramento e encurvamento.....	48
<b>Figura 22</b> - Classificações dos tipos de rebarbas na abertura de um canal (a) e suas derivações possíveis (b).....	49
<b>Figura 23</b> - Mecanismos de formação da rebarba (a) geometria de saída no fresamento; (b) geometria e início da formação da rebarba de saída.....	50
<b>Figura 24</b> - Medição da altura da rebarba através da secção transversal do canal .....	51
<b>Figura 25</b> - Diferença entre as alturas das rebarbas com o uso do MQL .....	52
<b>Figura 26</b> - Esquema sobre a formação da rebarba (a) Corte contínuo .....	53
<b>Figura 27</b> - Desenvolvimento da rebarba .....	54
<b>Figura 28</b> - Detalhes de uma esfera dendrítica .....	57
<b>Figura 29</b> - Metalografia do aço H13 laminado no estado recozido .....	58
<b>Figura 30</b> - Esquema do processo de Deposição por Energia Direcionada.....	59
<b>Figura 31</b> - Distribuição granulométrica do pó de H13 comercial (a). Imagens do pó de H13 onde as setas indicam as partículas satélites (b).....	60
<b>Figura 32</b> - Micrografias do pó de H13 para as faixas de tamanho de partícula de (a) 20 e 25 $\mu\text{m}$ e (b) 35 $\mu\text{m}$ .....	60
<b>Figura 33</b> - Metalografia do corpo de prova DED, onde (a) apresenta a interface entre o DED e o substrato, (b) e (c) metalografia do DED, e (d) e (e) a metalografia do substrato.....	61
<b>Figura 34</b> - Informações e características técnicas da ferramenta Mitsubishi MS2MS .....	62
<b>Figura 35</b> - Microfresadora CNC Mini-mill/GX .....	63
<b>Figura 36</b> - Sistema de lubrificação Coolubrificator JR da Unist .....	64
<b>Figura 37</b> - Ângulo e posição de aplicação do fluído de corte. Onde (a) na frente da ferramenta, (b) atrás da ferramenta.....	64

<b>Figura 38</b> - Aplicação da mistura ar com fluido de corte. (a) sistema de mistura e (b) três tipos possíveis de aplicação da mistura.....	65
<b>Figura 39</b> - Controle da frequência de aplicação do óleo por minuto .....	66
<b>Figura 40</b> - Perfilômetro Taly Surf, fabricado pela Taylor Robson .....	72
<b>Figura 41</b> - MEV Hitachi TM 3000.....	72
<b>Figura 42</b> - Equipamento ZYGO ZeGage™ 3D .....	73
<b>Figura 43</b> - Gráfico de interação para rugosidade média (Ra) considerando velocidade de corte (Vc) e material.....	80
<b>Figura 44</b> - O efeito principal para a rugosidade média (Ra) baseado no comprimento de corte [mm] .....	82
<b>Figura 45</b> - Marcas de avanços nos canais fabricados, correlacionando as marcas com os valores de rugosidade média obtidos.....	84
<b>Figura 46</b> - Porosidade e marcas nos canais fabricados na condição DED T, $V_c = 20$ m/min.....	84
<b>Figura 47</b> - Marcas de avanço nos canais fabricados na condição DED T, $V_c = 31$ m/min ...	85
<b>Figura 48</b> - Imagem do comprimento da medição de rugosidade. Poro detectado pelo apalpador de contato do perfilômetro.....	86
<b>Figura 49</b> - Porosidade no material DED, poro de geometria esférica onde: (a) identificação do poro; (b) visualização do poro; (c) morfologia do poro e (d) identificação das dimensões do poro através do Perfilômetro Óptico .....	87
<b>Figura 50</b> - Análise da composição química na região interna do poro, onde: (a) e (b) mostram a identificação do poro; (c) visualização da morfologia do poro e em (d) apresenta os espectros e a composição química identificada.....	87
<b>Figura 51</b> - Identificação e análise do poro no material DED, onde (a) perfil de rugosidade medido pelo perfilômetro físico TalySurf50; (b) análise da geometria do poro através do MEV TM3000 e (c) análise das dimensões do poro utilizando o perfilômetro óptico Zygo sendo o comprimento de 26,11 $\mu m$ e à altura com 9,43 $\mu m$ .....	88
<b>Figura 52</b> - Poro com geometria não definida (falta de fusão) no material DED, onde: (a) identificação do poro e definição da sua origem e (b) dimensões do poro.....	89

<b>Figura 53</b> - Maiores poros detectados no H13 DED, onde: (a) maior poro com geometria não definida (falta de fusão) e (b) maior poro com geometria arredondada (aprisionamento de gases) .....	90
<b>Figura 54</b> - Detalhes do cavaco esferoidal .....	91
<b>Figura 55</b> - Cavaco esferoidal encontrado no aço H13 .....	91
<b>Figura 56</b> - Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS) para os cavacos esferoidais do H13 laminado e H13 DED .....	92
<b>Figura 57</b> - Cavacos esferoidais encontrados no aço H13 laminado e DED .....	93
<b>Figura 58</b> - Rebarbas de topo formadas no aço H13 Laminado (teste) .....	94
<b>Figura 59</b> - Rebarbas de topo formadas no aço H13 Laminado (réplica) .....	95
<b>Figura 60</b> - Rebarbas de topo formadas no aço H13 DED AT (teste) .....	96
<b>Figura 61</b> - Rebarbas de topo formadas no aço H13 Laminado (réplica) .....	96
<b>Figura 62</b> - Formação de rebarbas de topo no aço H13 DED T (teste) .....	97
<b>Figura 63</b> - Formação de rebarbas de topo no aço H13 DED AT (réplica) .....	98
<b>Figura 64</b> - Comparativo das rebarbas observadas no aço H13 provenientes de diferentes processos nos testes e réplicas .....	99
<b>Figura 65</b> - Formas de rebarbas obtidas na entrada (material DED AT) e na saída (material H13 laminado) do canal .....	100
<b>Figura 66</b> - Formação de rebarba inferior no lado discordante do canal para o material DED .....	101
<b>Figura 67</b> - Rebarba de saída para o aço H13 laminado. a) rebarba de saída no fundo do canal; b) destaque para a rebarba; c) rebarba de saída, círculo azul raiz da rebarba e círculo vermelho marcas da ferramenta de corte na rebarba .....	102
<b>Figura 68</b> - Tipos de rebarbas: primária, pena e agulha, observadas conforme a classificação de Chern <i>et al.</i> (2007) .....	103
<b>Figura 69</b> - Rebarbas dobradas observadas nos canais usinados .....	104
<b>Figura 70</b> - Imagens das ferramentas aplicadas ao aço H13 laminado após a usinagem de 100 mm .....	105
<b>Figura 71</b> - Imagens das ferramentas aplicadas ao aço H13 DED, Alívio de Tensão (DED AT) após a usinagem .....	106

<b>Figura 72</b> - Imagens das ferramentas aplicadas ao aço H13 DED Temperada (DED T) após a usinagem.....	107
<b>Figura 73</b> - Sobreposição da ferramenta usada sobre a ferramenta nova, destacando o arredondamento da aresta de corte e a revelação do substrato na microfresa .....	108
<b>Figura 74</b> - Apresentação do desgaste com efeito de arredondamento da aresta de corte ....	109
<b>Figura 75</b> - Aresta postiça de corte formada na superfície secundária de folga durante o microfresamento, onde: (a) microfresa após a usinagem do aço H13 DED, (b) aresta postiça de corte e a revelação do substrato e (c) – análise de EDS do material aderido .....	110
<b>Figura 76</b> - EDS do substrato e cobertura da ferramenta .....	111
<b>Figura 77</b> - Detalhes observados na aresta de corte de uma microfresa utilizada .....	112
<b>Figura 78</b> - Detalhes observados na aresta de corte de uma microfresa utilizada .....	112

## LISTA DE TABELAS

<b>Tabela 1</b> - Requisito de diferentes setores envolvendo superfícies complexas .....	22
<b>Tabela 2</b> - Composição química do aço H13 laminado.....	58
<b>Tabela 3</b> - Composição química (%peso) do pó de H13 usado.....	59
<b>Tabela 4</b> - Fatores e níveis utilizados nos experimentos .....	66
<b>Tabela 5</b> - Arranjo experimental em blocos para todos os níveis experimentados.....	67
<b>Tabela 6</b> - Planejamento e resultados experimentais.....	74
<b>Tabela 7</b> - Análise de variância (ANOVA) para rugosidade média (Ra).....	79

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

### Letras latinas

$f_z$ = Avanço por dente	[mm/min]
$a_p$ = Profundidade de corte	[mm]
$V_c$ = Velocidade de corte	[mm/min]
$f$ = Avanço	[mm]
$r_n$ = Raio de curvatura da ferramenta	[mm]
$\alpha_0$ = profundidade de corte da ferramenta	[mm]
$\gamma$ = ângulo de inclinação da ferramenta	[°]
$\gamma_e$ = ângulo de inclinação verdadeiro	[°]
$\gamma_0$ = ângulo de inclinação teórico	[°]
$rpm$ = Rotações por minuto	[rpm]
$ft$ = Ângulo de cisalhamento	[°]
$R$ = Raio de curvatura da ferramenta	[mm]

### Lista de Símbolos

EDM = *Electrical Discharge Machining* (Usinagem por Descargas Elétricas)

FIB = *Focus Ion Beam* (Feixe de íons focalizado)

MA = Manufatura Aditiva

DED = *Directed Energy Deposition* (Deposição Direta de Energia)

TIG = Tungstênio Inerte em Gás

ZTA = Zona Térmicamente Afetada

CNC = Comando Numérico Computadorizado

PVD = Deposição Física de Vapor

MQI = Quantidade Mínima de Fluído

TiN = Nitreto de Titânio

TiAlN = Nitreto de Alumínio e Titânio

TiCN = Carbonitreto de Titânio

$(Al_2O_3)$  = Óxido de Alumínio

HRC = Escala de Dureza Rockwell C

(APC) = Aresta Postiça de Corte

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	11
<b>1.1 Justificativa .....</b>	12
<b>1.2 Objetivos.....</b>	13
<b>1.3 Delimitações .....</b>	13
<b>1.4 Estrutura do trabalho .....</b>	<b>Erro! Indicador não definido.</b>
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	15
<b>2.1 O processo de deposição direcionada de energia no reparo de componentes .....</b>	15
<b>2.2 Moldes e matrizes .....</b>	19
<b>2.3 Revisão sistemática do H13 .....</b>	24
<b>2.3.1 Parâmetros de corte.....</b>	27
<b>2.3.2 Cobertura de ferramentas.....</b>	32
<b>2.3.3 Desgaste de microfresas .....</b>	35
<b>2.3.4 Formação de rebarbas.....</b>	42
<b>2.3.5 Cavaco esfera .....</b>	42
<b>3 MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	57
<b>3.1 Caracterização do aço H13 laminado e DED.....</b>	57
<b>3.2 Microfresas.....</b>	62
<b>3.3 Microfresadora .....</b>	62
<b>3.4 Bomba de MQL .....</b>	63
<b>3.5 Ensaio de microfresamento .....</b>	66
<b>3.5.1 Planejamento experimental e parâmetros de corte .....</b>	66
<b>3.5.2 Preparação da superfície.....</b>	70
<b>3.6 Medição.....</b>	71
<b>4 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	73
<b>4.1 Rugosidade média (Ra).....</b>	73
<b>4.2 Análise da superfície usinada .....</b>	83
<b>4.3 Porosidade no material DED.....</b>	85
<b>4.4 Esferas .....</b>	90
<b>4.5 Formação de rebarbas .....</b>	93
<b>4.6 Desgaste das microfresas .....</b>	104
<b>4.7 Discussão geral.....</b>	113
<b>5 CONCLUSÕES.....</b>	114

<b>6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	115
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	116

## 1 INTRODUÇÃO

Atualmente a miniaturização de produtos e dispositivos vem aumentando notoriamente com o objetivo de atender uma vasta variedade de segmentos, incluindo a eletrônica, aeroespacial, medicina e energia (Câmara *et al.*, 2012). A indústria metalmecânica tem desenvolvido várias soluções para atendimento deste mercado, como, por exemplo, a usinagem por descargas elétricas (EDM), a laser e feixe de íons focalizado (FIB). No entanto, um bom ajuste e um bom controle de precisão destas técnicas são de difícil obtenção, e muitas vezes esses processos são limitados a uma classe específica de material. Assim, a usinagem com ferramentas de geometria definida torna-se um processo importante nesse aspecto.

Dentre os processos de microusinagem, o microfresamento é o mais importante para a fabricação de dispositivos miniaturizados que necessitam de precisão geométrica, dimensional e uma boa qualidade superficial. Isso é possível pois as microfresas apresentam uma geometria de corte conhecida que, aliada à manufatura baseada no controle de múltiplos eixos de deslocamento, viabiliza a usinagem de geometrias complexas, isso tudo sem exigir propriedades especiais dos materiais usinados.

Contudo, se comparado ao processo de fresamento convencional, as microfresas apresentam o mecanismo de remoção de material significativamente diferente, pois em sua estrutura existem características distintas que afetam o desempenho e a usinagem dos produtos. A comparação com o processo de fresamento convencional mostra como as microfresas apresentam uma usinabilidade relativamente diferente das convencionais.

Existem várias diferenças na comparação entre esses processos. Três dessas diferenças são:

- A espessura de corte no microfresamento é reduzida e tem ordem de grandeza próxima do raio de aresta da ferramenta, o que resulta em uma diferente taxa de remoção de material e integridade superficial quando comparada ao convencional.
- O esforço gerado na ferramenta é bem mais significativo no microfresamento, uma vez que a redução na escala gira em torno de 1 a 100 vezes menor que a convencional. Ocorre também a redução das forças, sendo na mesma ordem de grandeza. Contudo, a energia específica no microfresamento é muito maior, definindo o chamado efeito escala;
- As microfresas são uma versão em escala reduzida das macrofresas. No entanto, as microfresas normalmente apresentam uma geometria simplificada devido à

dificuldade de produção. Assim, pequenas distorções de geometria estão presentes, e essas por sua vez afetam a geometria e a qualidade da superfície.

Devido à importância e singularidade dessas microfresas, pesquisas são necessárias para auxiliar no desenvolvimento de ferramentas, revestimentos, condições de corte, aplicação de fluido, enfim, todos os aspectos relacionados ao processo de microfresamento. Uma constante atualização desses estudos se faz necessária para fornecer a orientação necessária e adequada para obtenção do máximo rendimento deste tipo de usinagem.

Esse estudo tem como foco principal a análise experimental e comparativa do microfresamento do aço ferramenta H13 produzido por laminação convencional e por manufatura aditiva (MA) utilizando o processo de deposição direta de energia (DED – *Directed Energy Deposition*). A investigação será feita analisando o desgaste de ferramenta e qualidade superficial obtida nesses dois materiais pelo processo de microfresamento.

## 1.1 Justificativa

A miniaturização de produtos cresceu em complexidade devido a suas variadas aplicações. A necessidade de produção de partes com geometrias distintas, assim como a necessidade de precisão na escala micro, fez com que este processo se expandisse de materiais convencionalmente macios como o alumínio e cobre, para materiais de engenharia muito mais resistentes como as superligas, materiais de alta dureza, aços inoxidáveis, ligas de titânio e materiais cerâmicos (Ding; Shen; Shin, 2011).

Ainda de acordo com Ding, Shen e Shin (2011), devido à flexibilidade do processo, essa operação é aplicada na fabricação de micromoldes e micromatrizes duráveis, resistentes a altas temperaturas e ao desgaste. Contudo, o microfresamento de aços endurecidos ainda permanece um grande desafio tecnológico devido à vida útil imprevisível das ferramentas, à integridade superficial e à precisão nas dimensões da peça usinada.

De acordo com Arruda *et al.* (2019), a manufatura de moldes e matrizes requer superfícies de alta qualidade. Sendo assim, a rugosidade superficial é um parâmetro essencial para análise de desempenho dessas superfícies aplicadas em moldes de injeção de material utilizados na produção de telefones, computadores, aeronaves e automóveis, cuja qualidade superficial depende muito da qualidade do acabamento do molde.

O mercado de moldes e matrizes se tornou uma parte integral do processo produtivo, apresentando relevante participação nos custos, prazos e qualidade desses produtos. Os

produtos provenientes de moldes e matrizes devem apresentar qualidade e precisão dimensional ao menor custo possível. Sendo um mercado cada vez mais competitivo, necessita de constante atualização e desenvolvimento.

Apesar do grande interesse nos estudos envolvendo o microfresamento de aços H13, ainda não existem na literatura investigações que busquem respostas sobre a aplicação do microfresamento deste material quando proveniente da manufatura aditiva. Por isso, o presente trabalho busca investigar de forma comparativa as respostas de desgaste da ferramenta, rugosidade superficial e outros aspectos que caracterizem a microusinabilidade.

## 1.2 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo geral compreender e comparar o processo de microfresamento no aço H13 laminado convencionalmente e produzido pelo processo de manufatura por deposição de energia direcionada (DED). Para isso, empregaram-se diferentes velocidades de corte em materiais com diferentes estados de tratamento térmico. As análises foram realizadas por meio da investigação e comparação de:

- Rugosidade média (Ra);
- Qualidade superficial;
- Rebarbas formadas;
- Desgaste das microfresas.

Além disso, este trabalho avaliou o emprego da utilização de fluídos de corte no microfresamento do aço H13, pois, normalmente, o processo de microfresamento é realizado a seco, mas testes exploratórios mostraram que o uso de fluido com alta viscosidade, aplicado com alta pressão de ar comprimido, mostrou melhores resultados.

## 1.3 Delimitações

O presente trabalho é limitado ao estudo do microfresamento do aço H13 laminado e proveniente da manufatura aditiva, utilizando microfresas revestidas com TiAlN, utilizando alta rotação e fluido lubrificante aplicado em alta pressão. Contudo, os parâmetros aqui investigados podem fornecer um escopo de possibilidades para avaliar o microfresamento em outros materiais endurecidos e provenientes da manufatura aditiva. As microfresas de topo reto utilizadas são inteiriças e apresentam a mesma especificação técnica de material, geometria e

diâmetro disponíveis no catálogo do fabricante e com preço competitivo perante as outras possibilidades no mercado. Ainda, a bomba de fluído utilizada é empregada na técnica de Mínima Quantidade de Fluído (MQL), e de acordo com os testes exploratórios, sua utilização traz benefícios para o processo. As características de interesse avaliadas são amplamente difundidas pela indústria e literatura.

As análises e comparações das características de interesse avaliadas neste trabalho estão restritas à utilização da metodologia de planejamento experimental (*DOE – Design of Experiments*) e da análise fatorial (*FA – Factor Analysis*). Sendo que estas podem ser aplicadas a outros processos de fabricação que visem avaliar as interações entre os níveis dos fatores aqui propostos (variáveis de controle).

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A seguir é apresentada uma revisão da literatura com os principais conceitos necessários para o entendimento e desenvolvimento do presente estudo. Serão abordados o processo DED e suas vantagens, a fabricação de moldes e matrizes em H13, o fresamento e microfresamento do aço H13, a cobertura de ferramentas, desgaste de ferramenta e a formação de rebarbas em microfresamento.

### *2.1 O processo de deposição direcionada de energia no reparo de componentes*

Reparo e remanufatura são processos de restauração de uma parte danificada para garantir a condição de trabalho (King *et al.*, 2006). Na economia atual, produtos, componentes e materiais são projetados para obterem o máximo de valor e rendimento. Devido a esse propósito, o reparo e a reconstrução de suas partes desgastadas são consideravelmente aplicados através de técnicas apropriadas para prolongar a vida desses itens. O processo de deposição de energia direta (DED) é uma opção flexível dentre as possibilidades oferecidas pela manufatura aditiva (MA), sendo o mais indicado para o reparo e manufatura de componentes aeroespaciais e automotivo.

A aplicação deste processo permite o reparo de componentes danificados por perda de material durante o serviço, possibilitando o restauro da forma original do item. No passado, o processo de soldagem por Tungstênio Inerte em Gás (TIG) era usado como solução para este tipo de reparo, contudo, esse método gera uma grande Zona Termicamente Afetada (ZTA), conhecida por ser uma região de qualidade inferior.

Se comparado ao processo de reparo por TIG, o DED apresenta uma série de vantagens, incluindo: a baixa geração de calor no local, reduzindo o empenamento e a distorção do local aplicado; maior taxa de resfriamento; menor taxa de diluição; excelentes propriedades metalúrgicas entre as camadas depositadas; alta precisão; e é aplicada como processo totalmente automatizado. Sendo assim, o processo de reparo por DED tem se mostrado como o método capaz de reparar itens de grande valor agregado (Saboori *et al.*, 2019).

O processo de manufatura aditiva é um conhecido processo tecnológico capaz de produzir componentes de alto valor e complexidade geométrica, com características individuais e customizadas. Além disso, após a instalação em serviço do componente, o mesmo está sujeito a impactos, exposição à corrosão, fadiga e ciclos térmicos durante as suas condições de trabalho, o que pode acabar gerando trincas e defeitos. Por exemplo, em pás de turbinas, onde

as trincas podem ocorrer devido ao alto ciclo de fadiga ou corrosão, esses componentes são descartados após a falha ser identificada.

Contudo, muitas técnicas são aplicadas para identificar os defeitos ainda em estágio inicial, e depois disso, dependendo do nível e local do dano, o componente pode ser preparado para o reparo e não uma substituição completa. Como no caso do reparo de um motor à combustão aplicado em automóveis, necessita-se apenas de 55% de energia e 67% de trabalho para construção de um novo (Wilson *et al.*, 2014). Sendo assim, os processos de reparo e a remanufatura podem ser considerados meios eficientes para salvar e reutilizar recursos, atitude que eventualmente irá impactar nos custos de toda uma economia.

Contudo, a presença de porosidade em materiais metálicos provenientes da manufatura aditiva ainda é um dos empecilhos dessa técnica de fabricação. Pesquisas como a de Zhou *et al.* (2019), que estudaram a técnica de manufatura aditiva de metais baseada em laser, avaliaram o nível de porosidade nesses materiais provenientes da fundição do metal em base de pó através de um laser direcionado, formando uma cama de fusão adicionando o material no local desejado.

Kaierle *et al.* (2017) demonstraram que o processo de manufatura aditiva DED apresenta resultados promissores como técnica de recuperação em pás de turbinas, contudo, ainda é suscetível à porosidade, aumentando a propagação de trincas. Ainda, baseado em Borrego *et al.* (2009), os moldes feitos em H13 estão sujeitos a fortes cargas termomecânicas nas superfícies, o que acarreta danos na forma de rachadura, desgaste e fadiga. Por isso, mesmo que na escala micrométrica, poros nas superfícies do H13 produzidos pela manufatura aditiva são passíveis de atenção.

Para Dass *et al.* (2019), porosidade é um dos mais importantes defeitos de materiais processados por DED, e esta característica está ligada às propriedades mecânicas do material. Existem dois principais tipos de porosidade que são dados pela sua região de ocorrência, podendo ser uma porosidade entre as camadas de deposição ou uma porosidade que ocorre dentro da camada de deposição. O poro entre as camadas ocorre devido à falta de energia suficiente para fundir o material de adição (pó ou arame), ocasionando regiões de material não fundido. Isso ocorre próximo ao substrato em que é adicionado o material, ou entre as camadas de adição, e esse fenômeno é causado pelo aumento repentino da taxa de adição de material e/ou pela redução repentina da energia/calor na poça de fusão.

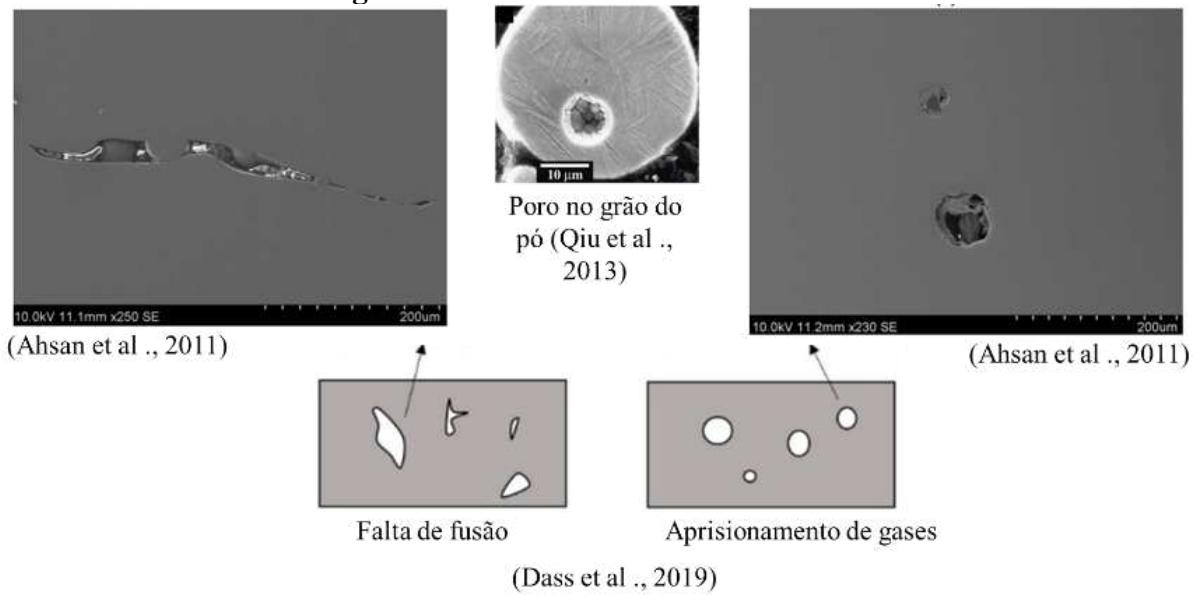
Os poros presentes entre as camadas de adição de material normalmente são maiores e têm formato irregular, e sua ocorrência está relacionada à solidificação abrupta do material

adicionado devido a altas taxas de resfriamento. A baixa diluição do material adicionado também causa o surgimento de poros entre as camadas.

De acordo com Svetlizky *et al.* (2021), o poro dentro da camada é relacionado ao aumento da densidade da energia de deposição, causando vaporização do material e aprisionamento dos gases inertes presentes no processo de DED, ocorrendo o aprisionamento do gás na região de adição de material. Por isso, este tipo de poro tem seu formato esférico conhecido, e sua ocorrência é dada como aleatória ao longo das camadas de adição de material. Este fenômeno é também observado em regiões onde a taxa de resfriamento foi baixa ao ponto de interferir na solidificação do material, assim como altas taxas de diluição do material adicionado levam ao surgimento de poros dentro das camadas de adição.

Exemplos de porosidades entre e dentro das camadas são apresentadas na Figura 1 a seguir, que também apresenta a presença de um poro dentro do grão do pó utilizado como material de adição. A porosidade presente nos materiais DED é mitigada principalmente controlando características do pó do material de adição, como, por exemplo, a uniformidade nos tamanhos dos grãos, contudo, a inerente presença de porosidade na partícula do pó também leva a defeitos no produto final (Cunningham *et al.*, 2017).

**Figura 1 - Porosidade em materiais DED.**



(a) falta de fusão (porosidade entre camadas), (b) aprisionamento de gases (porosidade dentro da camada) e (c) poro presente na partícula do material de adição.

**Fonte: própria autoria.**

Considerando os tipos de porosidade possíveis nesses materiais, é importante controlar a granulometria e o formato das partículas utilizadas no processo de adição de material, e também

otimizar os parâmetros de deposição. A porosidade de um material DED pode ser medida de forma qualitativamente e quantitativamente. Dentre as técnicas possíveis, a mais aplicada é o princípio de Archimedes, que é uma técnica simples e não destrutiva que calcula a porosidade de todo o componente através do cálculo do volume de porosidade, a partir da variação da densidade estimada e medida (Slotwinski; Garboczi; Hebenstreit, 2014).

Entretanto, para avaliar o formato, detalhes da geometria do poro e sua distribuição ao longo do material, é aplicada a técnica de microscopia óptica, considerada uma técnica destrutiva para medição da porosidade. Mas a maior limitação dessa técnica é que não podemos obter as dimensões 3D do poro a partir de uma avaliação 2D superficial, sendo assim, o volume da porosidade não pode ser definido por essa técnica, a qual é limitada em relação a poro acima de 50  $\mu\text{m}$  de diâmetro (Thijs *et al.*, 2010).

A técnica de raio-X por tomografia computadorizada pode medir pequenos poros com diâmetros de até 10  $\mu\text{m}$ . Com isso, a combinação dessa técnica, auxiliada pelo uso do microscópio eletrônico de varredura (MEV), pode medir precisamente a geometria e distribuição de pequenos poros. Entretanto, esses métodos são caros devido ao alto custo investido em equipamentos para realizá-los (Girardin *et al.*, 2011).

Vale destacar, também, que a presença de porosidade interna pode ser reduzida (fechados) pela técnica de Pós-processamento de Prensagem Isostática a Quente (HIP – *Hot Isostatic Pressing*). Essa técnica, no entanto, além de não fechar as trincas internas, é cara e demanda tempo. Sendo assim, para que ocorra o mínimo de porosidade e defeitos ocasionados pela falta de fusão, é necessário otimizar o processo DED através do controle dos parâmetros de entrada, como a potência do laser, velocidade de aplicação e espessura da camada (Gong; Anderson; Chou, 2012).

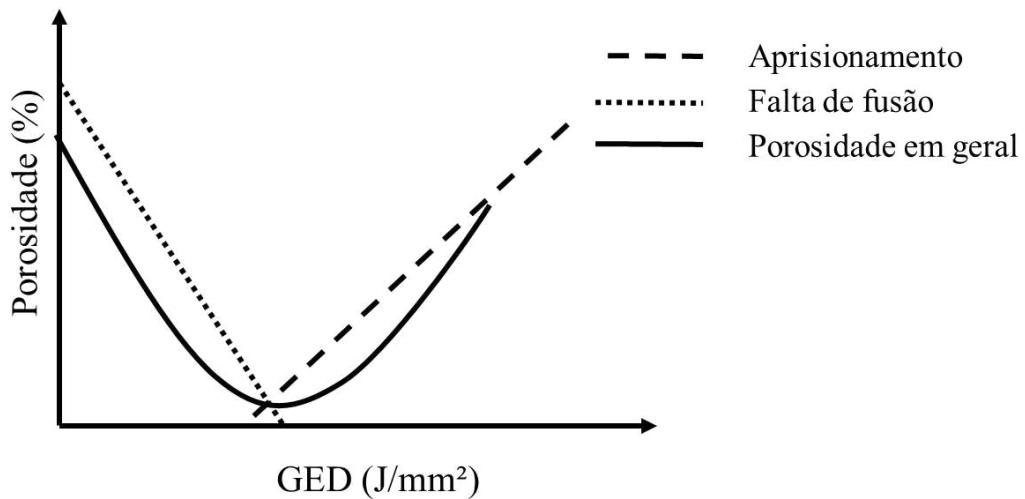
Além disso, um importante parâmetro retratado na literatura se refere à Densidade de Energia Global (GED – *Global Energy Density*) que estabelece a relação entre a porosidade entre as camadas e dentro das camadas, conforme a equação a seguir.

$$GED = \frac{P}{vd} \quad (1)$$

Na Equação (1), GED é definida para o processo DED que utiliza o laser como fonte de energia, onde  $P$  é a potência do laser,  $v$  é a velocidade de deposição e  $d$  é o tamanho do ponto do laser (diâmetro dado em milímetros). A Equação (1) pode ser facilmente correlacionada com a diluição do material adicionado. Como mostra a Figura (2) a seguir, os baixos valores de GED

acarretam pouca diluição, tornando propenso o surgimento de defeitos por falta de fusão e, ao contrário, altos valores de GED levam à alta taxa de diluição, o que significa uma alta tendência ao aprisionamento de gases (Wolff *et al.*, 2017).

**Figura 2** - Interseção entre a porosidade entre camada e dentro da camada com o respectivo GED.



**Fonte:** Adaptado de Woll *et al.* (2017).

## 2.2 Moldes e matrizes

A fabricação de peças pela produção em massa é, em sua maioria, realizada através de moldes e matrizes aplicados aos mais diversos métodos de produção, como o forjamento, estampagem, fundição e moldes por injeção. Sendo assim, o conceito e a fabricação de moldes e matrizes representam um aspecto crucial para toda a cadeia produtiva.

O desenvolvimento e a manufatura de moldes e matrizes representam um significante *link* dentro da cadeia produtiva industrial, pois grande parte dos produtos é fabricada em moldes e matrizes. Por isso, a qualidade, custo e o tempo de espera de moldes e matrizes afetam a economia produtiva de um grande número de componentes, especialmente na indústria automotiva, onde são aplicados tanto para injeção dos painéis internos quanto no forjamento do sistema de transmissão (Altan; Lilly; Yen, 2001) . Sendo assim, os fabricantes de moldes e matrizes são constantemente pressionados a desenvolverem e implementarem novas tecnologias.

Ainda, autores como Souza e Diniz (2014) apontam que grande parte do custo de produção de produtos de plástico está relacionada diretamente ao custo de fabricação do molde. Esses moldes, por sua vez, apresentam uma forma geométrica livre, conhecida como geometria

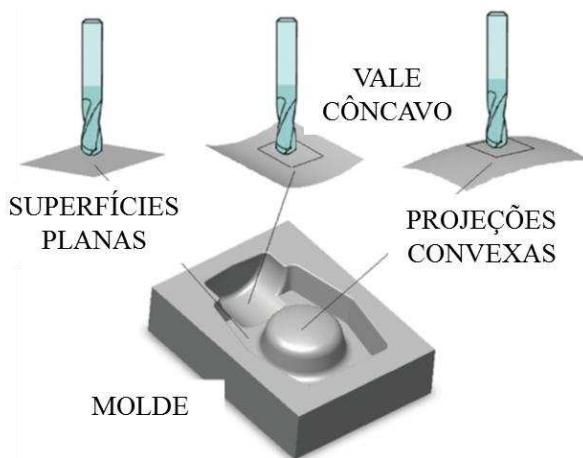
esculpida, devido aos seus contornos que dão a forma final aos produtos fabricados. Por isso, a usinagem por fresamento é a operação mais importante para a fabricação de moldes, devido à sua flexibilidade em produzir diversas geometrias e uma única usinagem.

Na usinagem de moldes e matrizes, a qualidade da rugosidade é a característica mais importante. Principalmente na produção de moldes para o processo de forjamento, tal qualidade permite que os moldes produzam peças finais próximas do seu formato funcional, possibilitando a redução de subsequentes processos na fabricação de peças forjadas (Batista; Rodrigues, 2015).

Por isso, a fabricação de moldes é complexa devido à alta qualidade superficial exigida, atendendo às tolerâncias dimensionais. Portanto, os moldes são fabricados em aços endurecidos, associados às técnicas de emprego de altas velocidades de usinagem. Ainda, de acordo com Batista e Rodrigues (2015), as operações de acabamento representam cerca de 70% - 80% do tempo de usinagem. Nesse sentido, tem-se buscado otimizar os parâmetros de corte para se obter a melhor rugosidade.

A produção de moldes com cavidades consiste em superfícies com formatos planos e curvas arredondadas, que necessitam de ferramentas especiais para as operações finais. Essas regiões são críticas e apresentam singularidades com pequenas áreas côncavas, convexas e planas próximas às fronteiras do molde, como apresentado na Figura 3 a seguir.

**Figura 3** - Regiões a serem usinadas em um molde.



**Fonte:** Adaptado de Batista e Rodrigues (2015).

A manufatura de superfícies complexas é comum para vários setores, onde a usinagem é a tecnologia que permite a precisão geométrica exigida para matrizes, punções, moldes e lâminas em geral. O grande desafio é produzir formas livres com precisão em materiais de

difícil usinabilidade, atingindo as tolerâncias estreitas com um bom custo. Por isso, muitos aspectos devem ser considerados, como, por exemplo, o uso de máquinas e ferramentas equipadas com 5 eixos, sistemas de manufatura auxiliada por computadores robustos, ferramentas apropriadas e operadores experientes.

De acordo com Davim (2008), dentro do grupo geral de superfícies complexas, dois tipos podem ser identificados: superfícies roladas, aplicadas em lâminas de turbinas e discos de compressores; e superfícies esculpidas (superfícies de forma livre), tipicamente aplicadas em moldes e matrizes. Para aplicação industrial, quatro classes foram definidas, as quais são descritas a seguir e cujos principais recursos são apresentados, adiante, na Tabela 1.

- Matrizes para forjamento: aços tratados especialmente para trabalho a quente, com dureza em torno de 30 até 60 HRC. As tolerâncias e rugosidade exigidas são consideradas grandes. Não é comum a exigência de confecção de zonas estreitas e profundas em relação à superfície.
- Matrizes para estampagem: são constituídas de ferro fundido dúctil. Entretanto, nos últimos 5 anos, o uso de aços avançados de alta resistência tem sido aplicado na fabricação da funilaria automotiva. Consequentemente, exige-se que as punções de conformação apresentem uma superfície mais endurecida, sendo necessário usinar materiais com 60 HRC.
- Moldes para injeção de plástico e alumínio: os moldes são feitos de aços temperados com dureza em torno de 50 e 55 HRC. Para o processo de injeção de material, é exigido exatidão geométrica e bom acabamento superficial. Ainda, devido à complexidade da forma das peças de plástico, é necessária a confecção de moldes com zonas estreitas e profundas, criando uma fronteira entre as tecnologias de corte e a usinagem por descargas elétricas.
- Superfícies especiais e roladas: este tipo de superfície está presente em componentes da indústria energética e em parte de motores de aeronaves (lâminas de turbinas), o que inclui materiais como as ligas Ti6Al4V, Inconel 718 (ou superligas similares) ou ligas de alumínio. Para essa aplicação, é necessária a obtenção de alta precisão nas zonas de interface.

A Tabela 1 apresenta alguns requisitos de diferentes segmentos da indústria que envolvem superfícies complexas.

**Tabela 1** - Requisito de diferentes setores envolvendo superfícies complexas.

Setor	Matéria-prima	HRC	Rugosidade (R <sub>t</sub> )	Tolerância
Matriz forjamento	56NiCrMoV7 (L6) X40CrMoV5/11 (H13)	42–60	5–10 µm	0.2 mm
Moldes para injeção de plástico	X37CrMoSiV5 1 (H11) X40CrMoV5 1 (H13) X30WCrV9 (H21)	48–50	1 µm (0.5 Ra)	0.01 mm
Moldes para injeção de alumínio	X40CrMoV5 1 (H13)	50–55	1–2 µm	0.05 mm
Matriz de estampagem	GG25(ASTM48 Grade 40B) GGG70(ASTM 100-70-03)	220-270 HBN	20 µm	0,1 mm
Superfícies especiais	Ti6Al4V	35	2–5 µm	0,05 mm

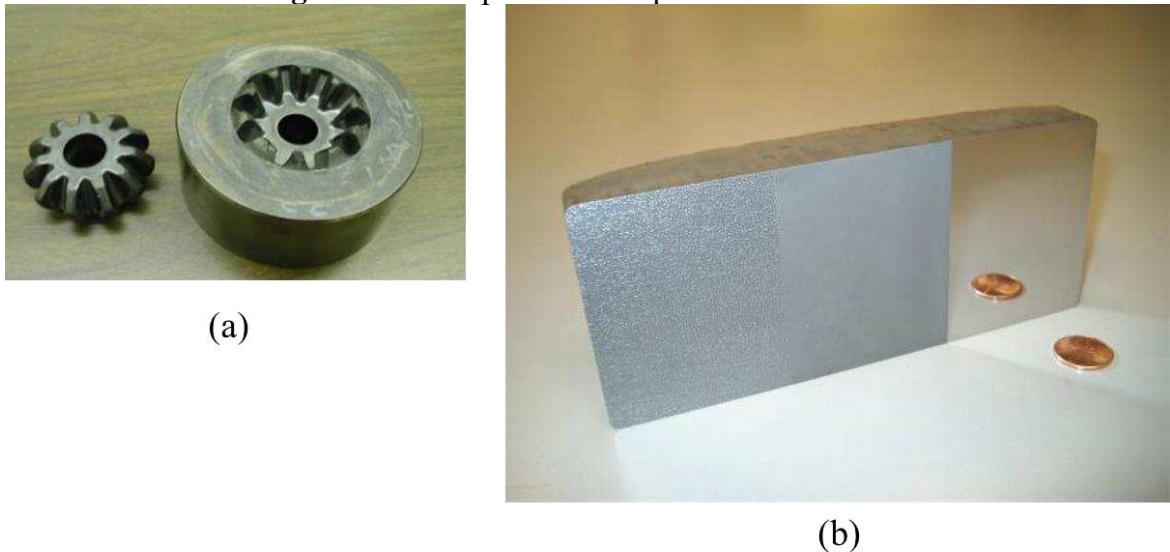
**Fonte:** Adaptado de Davim (2008) e Mchugh e Lavernia (2006).

De acordo com Coldwell *et al.* (2003), ferramentas e matrizes para forjamento, fundição sobre pressão e moldes de plástico são normalmente feitos do aço H13, tratado termicamente e com dureza em torno de 48 até 52 HRC. O aço H13 é um aço ferramenta com cromo para trabalho a quente. A sua química é projetada para resistir a altas temperaturas, pressão, abrasão e ciclos térmicos associados de acordo com a demanda, como nas matrizes de fundição de alta pressão.

De acordo com Mchugh e Lavernia (2006), o H13 é um aço que apresenta baixa concentração de carbono (0,4% em peso), promovendo a sua dureza; média concentração de cromo (5% em peso), que promove resistência em altas temperaturas; 1% em peso de Si, garantindo resistência à oxidação em altas temperaturas; e ainda a adição de 1% em peso de molibdênio e vanádio, que quando adicionados formam carbetas estáveis, aumentando a resistência ao desgaste e reduzindo os danos por erosão da superfície.

O H13 é um dos aços mais populares no Estados Unidos, amplamente aplicado em moldes para injeção de plástico e forjamento, além de muitas outras aplicações (Mchugh; Lavernia, 2006). A Figura 4 apresenta exemplos de utilização e resultados possíveis durante a usinagem do H13, mostrando uma engrenagem e seu molde de forjamento em H13 bem como três diferentes tipos de texturas obtidas pela usinagem do H13.

**Figura 4** - Exemplos de itens produzidos em H13.



(a) Engrenagem e molde em H13 para forjamento e (b) texturas obtidas pela usinagem do H13.

**Fonte:** Mchaugh e Lavernia (2006).

Em seu trabalho, os autores Batista e Rodrigues (2015) elaboraram um modelo matemático para produção de moldes e matrizes com o emprego de altas taxas de velocidade e ferramentas conhecidas como *ball-nose*. Os resultados experimentais validaram o modelo e a ainda notaram que a dinâmica de corte é diferente no centro da ferramenta, onde a velocidade de corte é próximo de nula.

Além disso, os autores afirmam em seu trabalho que a rugosidade é uma das mais importantes características na usinagem de moldes e matrizes. Particularmente em moldes aplicados no processo de forjamento, essa característica permite ao molde produzir partes com superfícies o mais próximo possível da sua funcionalidade final, podendo, assim, reduzir a necessidade de processos subsequentes para peças forjadas. Essa característica torna a usinagem de moldes complexa, pois é necessário obter o máximo de acabamento dentro dos parâmetros de tolerâncias dimensionais.

Autores como Vivancos *et al.* (2005) estudaram o fresamento lateral de materiais endurecidos, considerados como substitutos para os tradicionais materiais aplicados a moldes e matrizes. O material ensaiado foi o Bohler K340, e os autores observaram que os parâmetros que mais impactam na rugosidade são o avanço por dente ( $f_z$ ), profundidade de corte ( $ap$ ), e a velocidade de corte ( $V_c$ ). Os autores também afirmam que controlar o acabamento superficial na usinagem de aços endurecidos aplicados a moldes e matrizes é um desafio que se inicia com a correta seleção dos parâmetros de corte.

Os autores Souza *et al.* (2014) investigaram as estratégias de trajetória para a ferramenta durante o fresamento de materiais aplicados em moldes e matrizes, e, em seus resultados, é possível observar que tal trajetória tem grande influência no resultado final da rugosidade. Para os autores, a usinagem de moldes tem uma ligação direta com o tempo de espera da máquina, custos de usinagem e a qualidade final dos produtos pelos moldes obtidos. Ainda, os autores sugerem o processo de fresamento como o mais importante para obtenção desses moldes, onde a rugosidade ideal é colocada como objetivo final do processo. Para eles, a usinagem de moldes tem se tornado cava vez mais complexa, pois os *designers* têm buscado as geometrias de formas livres como uma estratégia de mercado.

Já os autores Boujelbene *et al.* (2004) investigaram o fresamento do aço endurecido *Super Plast* SP 300 aplicado em moldes de injeção de plástico com o emprego de máquinas com múltiplos eixos variáveis. De acordo com os mesmos, as indústrias de injeção de plástico e automotiva requerem tolerâncias dimensionais e geométricas estreitas e um acabamento superficial apurado, sendo a soma desses três fatores um objetivo encarado como um desafio para o processo de fresamento.

Ainda de acordo com Boujelbene *et al.* (2004), o custo para obtenção de produto de plástico é representado da seguinte forma: 25% relacionado ao custo da injeção do plástico, 25% devido ao custo do plástico injetado, 10% para design e simulação, 5% relacionado ao custo do molde e outros 5% relacionados a outros custos. Com isso, é possível entender a importância dos custos envolvidos na fabricação dos moldes.

O trabalho apresentado por Fallböhmer *et al.* (1996) é o resultado de uma colaboração entre três países (Alemanha, Estados Unidos e Japão) onde os autores concluem que moldes e matrizes são aplicados principalmente pela indústria automobilística, utensílios domésticos e produtos eletrônicos. Nestes setores da economia, os moldes de injeção de plásticos dominam grande parte do mercado. Os autores apresentam, ainda, dados como o amplo emprego do processo de fresamento para produção de moldes aplicados no forjamento, matrizes para ligas de aço fundidas e moldes para injeção de plástico.

### 2.3 Revisão sistemática do H13

A seguir será apresentada uma breve revisão da literatura sobre pesquisas envolvendo aço H13 e como os objetivos de interesse em volta desse material têm evoluído ao longo dos anos onde as análises apresentadas são parte do *review* sobre o aço H13.

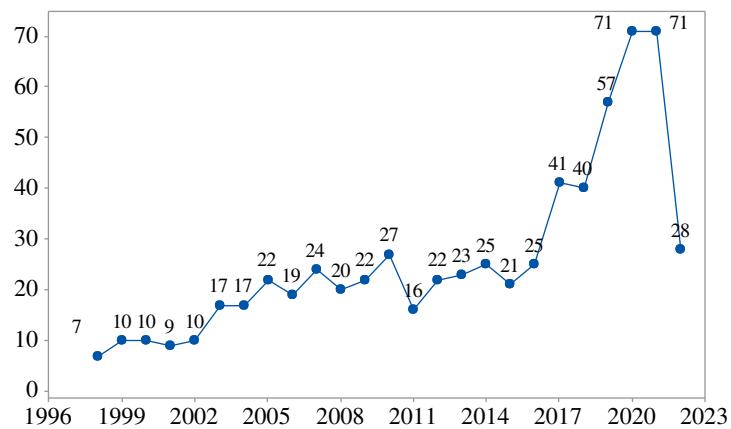
O gráfico da Figura 5 é resultado de pesquisas realizadas na plataforma científica *Science Direct*, onde foi pesquisada a palavra-chave “H13”. Os resultados apresentados são para a presença desse termo no título, resumo e palavra-chave. Uma vez obtidos esses números, todas as publicações tiveram que ser avaliadas, pois o termo H13 também é comum a outras áreas de pesquisa como, por exemplo, biologia com estudos envolvendo o vírus Influenza. Uma vez feita a pesquisa, e aplicado o filtro em torno do aço H13, obteve-se o gráfico da Figura 5.

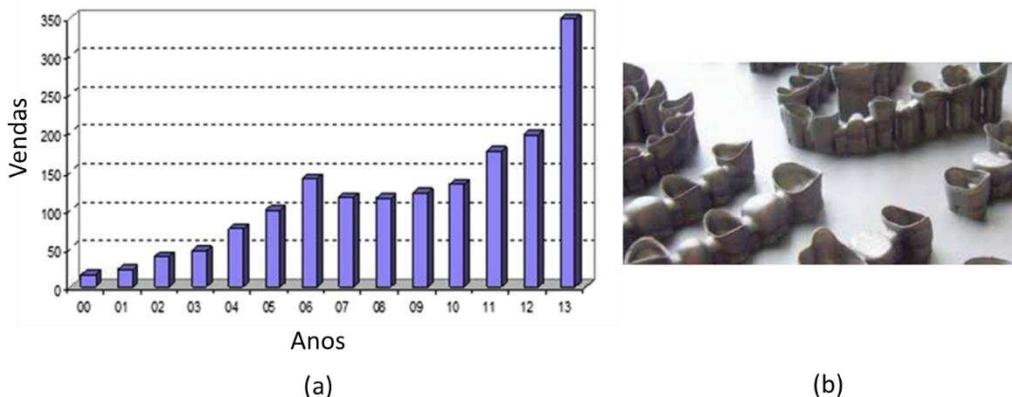
A Figura 5 mostra que, a partir do ano de 2014, houve um notável aumento do número de pesquisas envolvendo o aço H13. Esse aumento pode estar correlacionado ao grande aumento do número de venda dos equipamentos MA, que passaram também a trabalhar com a adição de materiais metálicos, o que despertou o interesse para a aplicação dessa técnica em micromoldes para fabricação de componentes eletrônicos por injeção de plástico ou forjamento de alumínio a quente.

A Figura 5(a) apresentada por Wohlers e Caffrey (2013) ilustra o crescimento das vendas de impressoras 3D a partir de 2013, enquanto a Figura 5(b) apresenta a imagem de um molde metálico fabricado pela MA, utilizado na confecção de coroas e pontes dentárias.

**Figura 5** - Número de publicações envolvendo o termo H13 como palavra-chave.

**Publicações do H13 vs Ano**





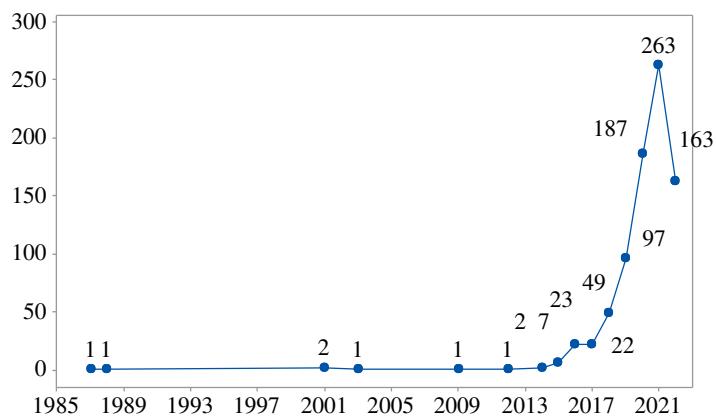
(a) Vendas de máquinas MA - crescimento de 75,8% entre 2012 (198) a 2013 (348 máquinas), (b) A empresa alemã EOS GmbH, fabricante líder de sistemas de fusão em leito de pó metálico, estima que 15.000 dos moldes dentários são feitos nas máquinas da empresa todo dia (dados de 2013).

**Fonte:** Adaptado de Wohlers e Caffrey (2013).

Em relação ao termo *Directed Energy Deposition* (DED), este é apresentado na Figura 6, em que se pode observar que o número de pesquisas envolvendo esse termo aumenta significativamente a partir do ano de 2014, ou seja, acompanha o aumento nas vendas de equipamentos MA e consequentemente de pesquisas com o termo H13. Para essa análise, fez-se necessário investigar a fundo os artigos anteriores ao ano de 2014, pois o termo DED é citado, mas com origem em pesquisas envolvendo energia nuclear. Por isso, foi investigado se estão associados ao DED proveniente da manufatura aditiva.

**Figura 6** - Publicações envolvendo o termo DED.

**Publicações DED vs Ano**

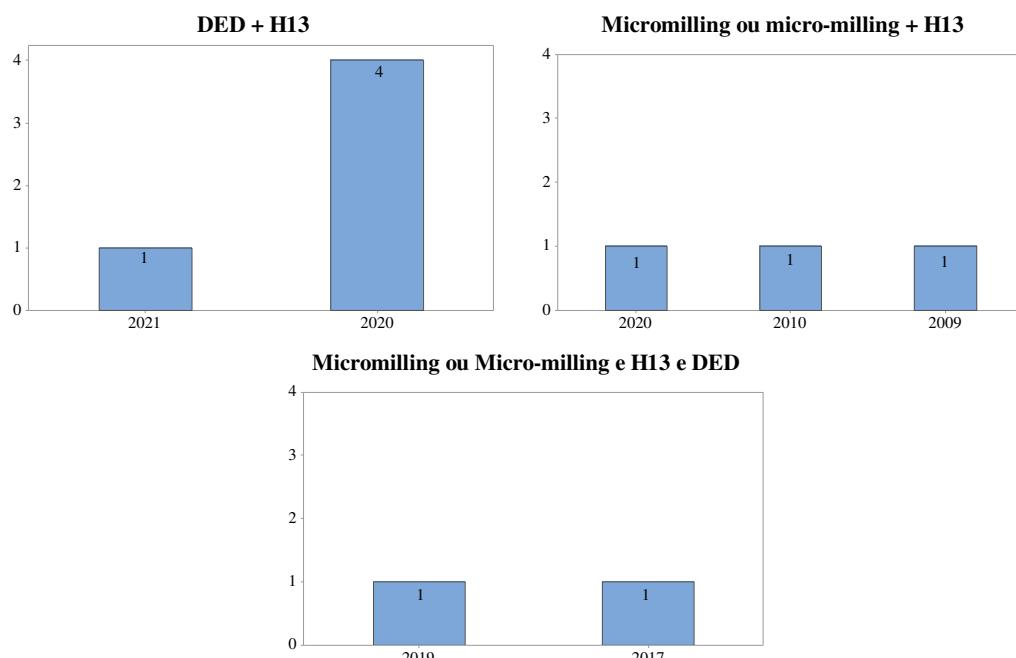


**Fonte:** própria autoria.

Os números são menores quando se associam os termos *Directed Energy Deposition* com H13, onde o número de publicações com essa combinação é 5. O mesmo acontece para a

associação dos termos *micromilling* ou *micro-milling* e H13, onde o número total de publicações encontradas é 3; e quando associados *micromilling* ou *micro-milling*, H13 e DED, são encontrados um total de 2 artigos já publicados, sendo que para esse último caso só é possível obter artigos com esse termo se a busca for expandida para todo o texto, e se a pesquisa for feita apenas pelas palavras-chave não se encontram artigos. A Figura 7, a seguir, mostra os gráficos de barra para os resultados dessas pesquisas na plataforma *Science Direct*.

**Figura 7** - Valores encontrados para as pesquisas do DED associadas com H13 e microfresamento.



**Fonte: própria autoria.**

Esses números estão sendo investigados e ilustram o quanto as pesquisas em H13 vêm crescendo e, se associadas com a manufatura aditiva apresentam uma grande tendência, com ampla possibilidade de pesquisas para os processos de microfresamento dessas ligas, mostrando quão inovadora é a proposta desse estudo.

### 2.3.1 Parâmetros de corte

A usinagem de superfícies de forma complexa é comum a vários setores da indústria. O fresamento é o processo aplicado para obtenção de matrizes, punções, moldes e lâminas em geral. O grande desafio consiste na produção econômica e com tolerâncias estreitas de formas livres e complexas em materiais de difícil usinabilidade.

De acordo com Carlos, Ferreira e Magalha (2018), a obtenção de geometrias complexas exigidas pelos moldes, matrizess, punções e ferramentas de estamparia é dependente do processo de fresamento seguido de um polimento. Em geral, esses produtos têm em comum os mesmos problemas de usinagem de uma superfície complexa, identificada como superfícies esculturais ou *free-form*. Importantes fatores são considerados para obtenção dessas superfícies com as tolerâncias dimensionais exigidas e com o mínimo de rugosidade possível, ainda dentro de um menor tempo imposto pelo mercado competitivo.

Ainda, a indústria de moldes para injeção de plástico e alumínio utilizam de materiais endurecidos. Normalmente, o processo é seguido da usinagem das partes; tratamento térmico; e, por fim, o polimento, que muitas vezes é feito de forma manual. Geralmente, essa sequência de etapas gera muitos problemas, como a dificuldade de logística, o longo prazo para se atender aos pedidos, e principalmente, existe a necessidade de profissionais com tais habilidades.

Atualmente, devido às inovações tecnológicas aplicadas, como as ferramentas de fresamento e o Controle Numérico Computadorizado (CNC), muitos pesquisadores têm buscado a utilização das maiores taxas possíveis de velocidade de corte e avanço. Desse modo, busca-se sempre a melhor superfície com o menor tempo possível de produção, com o objetivo de eliminar a necessidade das etapas subsequentes.

A investigação experimental realizada por Ding *et al.* (2010) analisou os efeitos dos parâmetros de corte nas forças de usinagem e na rugosidade durante o fresamento do aço endurecido H13. Os autores observaram que a profundidade de corte (ap) e o avanço (f) são os dois principais fatores que afetam a força de corte. Ainda, eles propuseram dois modelos matemáticos para obtenção da rugosidade, onde os valores obtidos foram abaixo de 0,25  $\mu\text{m}$ , um valor que, por sua vez, permite a eliminação do processo de retificação aplicado após o fresamento.

Tradicionalmente, a manufatura de matrizess e moldes envolve processos de fresamento de topo, tratamento térmico, usinagem por descarga elétrica (EDM) e/ou finalização por retificação e polimento manual. Entretanto, essa cadeia de processos consome tempo, pode apresentar alto custo e também precisa de atenção para o descarte de todo o subproduto que é gerado por essas etapas. Além disso, superfícies retificadas e usinadas por EDM são passíveis de sofrerem danos térmicos (Schwach; Guo, 2005).

O trabalho apresentado por Özel, Hsu e Zeren (2005) aplicou a análise por fatorial completo com quatro fatores em dois níveis, com um total de 16 replicações, tendo por objetivo determinar os efeitos da geometria da aresta de corte, dureza do material, taxa de avanço e velocidade de corte na rugosidade superficial para operações de torneamento do aço H13.

Ghani, Choudhury e Hassan (2004) afirmaram que o uso de alta velocidade de corte, baixo avanço e baixa profundidade de corte conduzem o processo de fresamento do aço H13 para um melhor acabamento.

Bäker (2006) analisou parâmetros ótimos para se obter a melhor superfície possível através de um modelo de elementos finitos do processo de fresamento do aço H13. Este autor demonstrou que o aumento da velocidade gera um impacto diretamente no ângulo de cisalhamento, o que ocorre devido ao amolecimento térmico do material. Com isso, o aumento da velocidade conduziu para a formação de cavacos mais segmentados.

Atualmente, a produção de produtos miniaturizados para microssistemas vem crescendo juntando com a complexidade das formas. Desse modo, a necessidade de manufatura de partes com geometrias complexas em escala micro e com alta precisão dimensional vem expandindo dos materiais convencionalmente macios como alumínio e cobre para materiais mais fortes como as superligas, aços endurecidos, aços inoxidáveis, ligas de titânio e cerâmicos.

O mercado para as geometrias complexas e a alta qualidade dos micromoldes feitos em aço endurecido vem crescendo exponencialmente. Entretanto, o microfresamento dos aços endurecidos é um desafio. Por isso, Aracharoen e Mativenga (2009) investigaram o efeito escala no microfresamento do H13 e fizeram isso através da análise da relação entre espessura mínima de corte e o raio de ponta da ferramenta empregada, onde avaliaram o efeito na resposta da força de corte, rugosidade superficial e formação de rebarbas e, além disso, investigaram o efeito de diferentes tipos de geometria de ferramenta com a qualidade final das superfícies.

Ding, Shen e Shin (2011) apresentaram em seu trabalho um estudo focado na análise experimental e numérica do processo de microfresamento do aço H13, onde múltiplos testes de desgastes de ferramenta foram realizados. Ainda foram analisados a integridade superficial, controle dimensional e o efeito escala para esse material. Além disso, os autores analisaram, através da técnica de elementos finitos, a espessura e formação de cavacos contínuos no microfresamento para condições de abertura de canal e também do fresamento lateral. Sendo assim, foi possível validar os resultados com os experimentos práticos.

O processo de microfresamento é conhecido por sua flexibilidade, e, por isso, tem se tornado a tecnologia promissora para a manufatura de alta precisão aplicada em micro matrizes e micro moldes feitos de aços endurecidos. Entretanto, o microfresamento de aços endurecidos ainda tem sido um grande desafio para a indústria, principalmente devido à sua baixa previsão de vida da ferramenta (Ding; Shen; Shin, 2011). O conhecido efeito escala contribui fundamentalmente para a diferença entre os processos de microusinagem e macrousinagem, e as soluções analíticas e numéricas disponíveis para o processo macro não podem validar as

operações de microusinagem. Particularmente, isso ocorre devido à espessura de cavaco não deformado.

Além disso, o estudo de Mian, Driver e Mativenga (2011) conduziu teste de microfresamento no Inconel 718, e utilizou da técnica de sinais da emissão acústica para estudar o efeito escala (*size effect*) e seus mecanismos, concluindo que o resultado da razão entre o fator avanço por dente e o raio de ponta da ferramenta é uma característica dominante para redução da espessura da rebarba formada. Ainda de acordo com os autores, o efeito escala se refere ao fenômeno pelo qual a redução da espessura do cavaco não deformado para níveis abaixo do raio da aresta de corte ou do tamanho do grão do material usinado, influencia diretamente os mecanismos de deformação, formação de cavaco e zonas de escoamento.

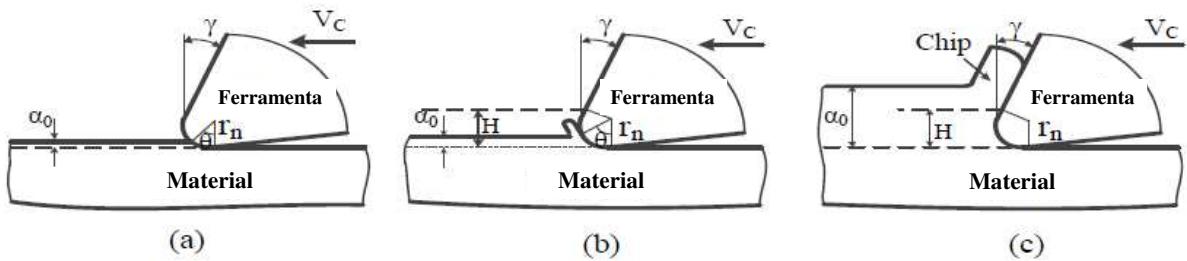
De acordo com Kou *et al.* (2015), o processo de microcorte é dividido em três tipos de circunstâncias, sendo apresentadas a seguir pela Figura 8. Essas circunstâncias são dadas de acordo com o tamanho da diferença entre o raio de curvatura da ponta da ferramenta ( $r_n$ ) com a profundidade de corte da ferramenta ( $\alpha_0$ ). Quando a profundidade de corte é menor que o raio de curvatura da ponta da ferramenta, o material é cortado por um ângulo de inclinação ( $\gamma$ ) negativo da ferramenta, muito alto em módulo, o que resulta em um atrito acentuado entre a ferramenta e a superfície da peça. Essa ocorrência aumenta o desgaste da ferramenta e promove deformações causadas pelo cisalhamento na superfície, ocasionando ondulações. Neste caso, não há formação de cavaco, apenas a compressão e arrasto, gerando uma deformação elástica do material sob essa condição, apresentado na Figura 8(a).

Quando a profundidade de corte é igual ao raio de curvatura da ferramenta, tem-se um fenômeno identificado como espessura crítica de corte, onde o material passa a ser removido, havendo formação de cavaco. Neste caso, o cavaco é gerado de forma intermitente, e o ângulo de trabalho real da ferramenta muda de acordo com a profundidade de corte, conforme mostra a Figura 8(b). Sendo assim, a profundidade de corte é apresentada como sendo a profundidade mínima para que ocorra o corte do material, onde essa característica depende principalmente da curvatura do raio de ponta da ferramenta e de características do material da peça (Guo *et al.*, 2020). Normalmente, com o objetivo de obter a vida útil da ferramenta, a profundidade de corte é maior que essa profundidade mínima que, além de melhorar a qualidade da superfície, evita um atrito excessivo e vibrações durante a usinagem.

Quando a profundidade de corte é maior que a curvatura da aresta de corte, a influência desta curvatura irá diminuir gradualmente ao longo do processo, sendo ilustrado na Figura 8(c). Em seu trabalho, Lai *et al.* (2008) notaram que a zona de cisalhamento desapareceu, e nenhuma formação de cavaco foi observada, quando a relação entre a espessura de corte e a curvatura da

aresta de corte é menor que 0,25. Os autores sugerem que não ocorre a formação de cavaco quando essa razão está entre 0,1 e 0,2, entretanto, o cavaco passa a ser gerado quando ela é maior que 0,3.

**Figura 8** - A influência da profundidade de corte ( $a_0$ ) e o raio de curvatura da aresta de corte da ferramenta ( $r_n$ ).



**Fonte:** Adaptado de kou *et al.* (2015).

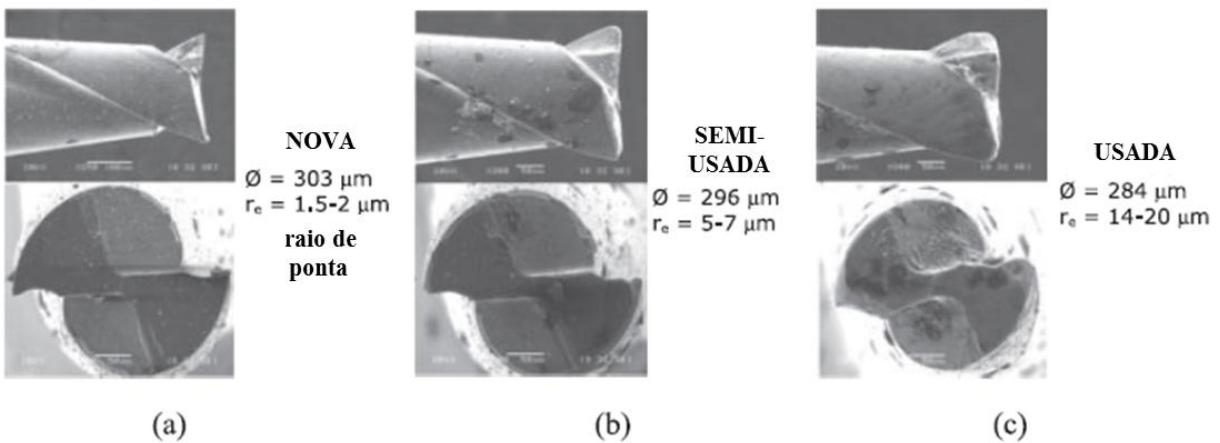
Em seu trabalho, Rezaei *et al.* (2018) determinaram a espessura mínima necessária para gerar cavaco no processo de microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, com a respectiva influência dos parâmetros de corte e sistemas de lubrificação. De acordo com os autores, para otimizar o processo de usinagem, é necessário encontrar a espessura mínima de corte, que depende fortemente da geometria da ferramenta, tipo de material usinado, coeficiente de atrito entre ferramenta e peça. Além disso, é importante, também, estar atento às condições do processo que podem vir a dificultar essa avaliação.

Com a rápida popularização do fresamento de ligas endurecidas que atendem as indústrias de matrizes e moldes, a investigação dos parâmetros de corte e de seus efeitos na rugosidade tem se tornado essencial para o mercado competitivo. Autores como Uriarte *et al.* (2008), que investigaram o microfresamento do aço H13 com o objetivo de obter um modelo matemático para as forças de corte, observaram em seus experimentos que o aço H13 é de difícil usinabilidade, e por isso, avaliando o competitivo mercado da usinagem, os processos de corte que utilizam o H13 são classificados como de alto desgaste da ferramenta.

A Figura 9 a seguir mostra a evolução dos desgastes quando microfresado o aço H13 (54 HRC) com ferramenta coberta por TiAlN e condições de corte a 60000 rpm, profundidade de corte ( $ap$ ) igual a 10  $\mu\text{m}$  e avanço por dente ( $f_z$ ) de 0,4  $\mu\text{m}$ . A evolução no desgaste da Fig. 9(a) para Fig. 9(b) representa a remoção de 0,2  $\text{mm}^3$  de material, e da Fig. 9(b) para Fig. 9(c) é a adição de mais 1  $\text{mm}^3$  de usinagem. A medição dos desgastes na aresta de corte mostrou que o raio da ferramenta nova varia entre 1 - 2  $\mu\text{m}$ , mas esse valor rapidamente cresce para 5 - 7

$\mu\text{m}$  (ferramenta semiusada), e pode chegar a valores de 10 e 15  $\mu\text{m}$  ocasionados devido à dureza do material H13.

**Figura 9** - MEV das ferramentas (a) ferramenta nova, (b) ferramenta seminova e (c) ferramenta usada.



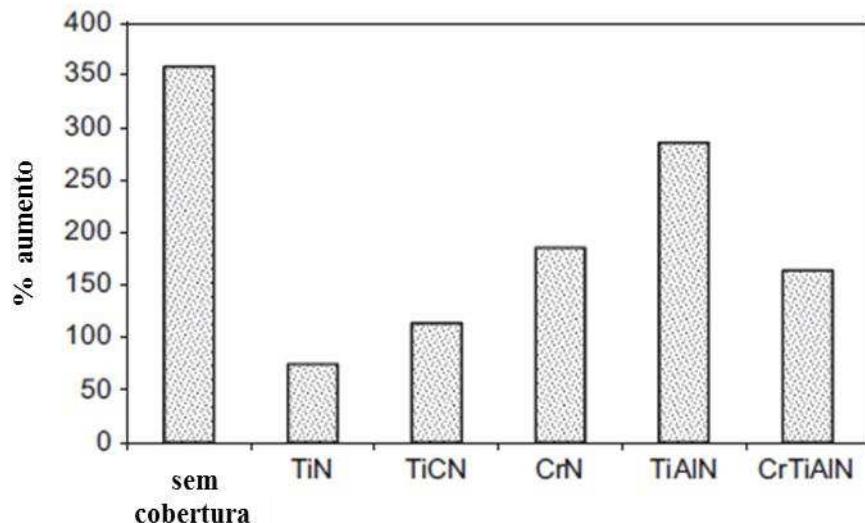
**Fonte:** Adaptado de Uriarte *et al.* (2008).

### 2.3.2 Cobertura de ferramentas

No fresamento convencional ou em macroescala, o processo apropriado para aplicação de coberturas endurecidas nas ferramentas de usinagem é conhecido por Deposição Física de Vapor (PVD) e sua aplicação tem como objetivo melhorar a performance da ferramenta durante o corte, possibilitando, ainda, a usinagem a seco ou com o emprego da Mínima Quantidade de Fluído (MQL). Quando se trabalha com microfresas (1 – 999  $\mu\text{m}$  de diâmetro), a espessura do cavaco não deformado é normalmente muito pequena e comparável com o raio de curvatura da aresta de corte da ferramenta. Sendo assim, essa condição influencia na determinação do ângulo efetivo de corte, atuando significativamente no mecanismo de corte no microfresamento.

Ainda, devido ao tamanho das microfresas, a aplicação de cobertura, principalmente ao redor da aresta de corte, tem sido reconhecida como um desafio. Apesar disso, estudos como de Aramcharoen *et al.* (2008) identificaram os mecanismos de desgaste de ferramentas do microfresamento em aços endurecidos, avaliando tipos de coberturas PVD baseados em critérios de desgaste de ferramentas, rugosidade e formação de rebarbas. Como conclusão, os autores obtiveram a cobertura do tipo Nitreto de Titânio (TiN) como sendo a melhor em relação à sem cobertura e a outras investigadas. A Figura 10 mostra um comparativo a respeito do desgaste da aresta de corte da ferramenta para cada cobertura e sem cobertura analisada.

**Figura 10** - Comparativo do desgaste da aresta da ferramenta de acordo com a cobertura.



**Fonte:** Adaptado de Uriarte *et al.* (2008).

Autores como Takács, Verö e Mészáros (2003) propuseram que a deposição de cobertura em microferramentas permite o aumento de sua vida útil, além de promover a sua performance durante o corte. Também Baharudin, Dimou e Hon (2004) realizaram um trabalho experimental investigando o desgaste de ferramentas com coberturas do tipo Nitreto de Alumínio e Titânio (TiAlN) na usinagem do H13, e encontraram resultados satisfatórios para essa cobertura.

Ainda, autores como Uhlmann e Schauer (2005) investigaram as características de corte de microfresas para o aço endurecido PM X190CrVMo 20 (62 HRC), onde através de simulações numéricas e experimentos, os autores propuseram uma geometria de ferramenta inovadora, com o objetivo de reduzir as deflexões da mesma. Esse trabalho também propôs o uso da cobertura de TiAlN como sendo viável para o processo de microfresamento de aços endurecidos.

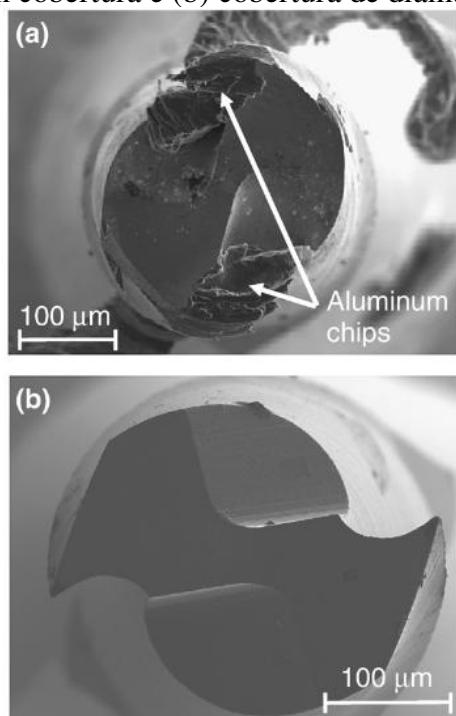
No trabalho apresentado por Cristofaro *et al.* (2012), o desgaste de ferramenta foi avaliado em sete diferentes tipos de cobertura de ferramenta na usinagem do aço endurecido 90MnCrV8 (62 HRC), constatando que uma pequena inserção de nanoestruturas de silicone nas coberturas pode prolongar a vida útil das ferramentas e atingir uma produtividade melhor.

Enquanto as coberturas do tipo TiN, Carbonitrito de Titânio (TiCN) e Óxido de Alumínio ( $Al_2O_3$ ) são amplamente empregadas pelas indústrias de usinagem, a cobertura mais popular na usinagem com altas velocidades de corte é a TiAlN e suas derivações. Entretanto, em microusinagem, as baixas velocidades de corte implicam baixas temperaturas na região de usinagem, por isso, é importante investigar se TiAlN é também a superior. Por exemplo, para

o corte do alumínio a baixas temperaturas, coberturas especiais como  $\text{Al}_2\text{O}_3$  são indesejadas, e por isso, a básica e conhecida cobertura TiN é a preferida.

Autores como Heaney *et al.* (2008) demonstraram que as ferramentas com cobertura diamantada, de diâmetro de 0,3 mm na usinagem do alumínio 6061-T6 a seco, são superiores às ferramentas não cobertas, como mostra a Figura 11 a seguir, onde é apresentado em (a) a ferramenta sem cobertura com a Aresta Postiça de Corte (APC), e em (b) a ferramenta com cobertura após a usinagem. Os resultados apresentados mostraram menor desgaste e menor falha, menores adesões de material usinado na ferramenta e menores forças durante a usinagem. Os autores justificaram essa superioridade devido à ultrananoescala dos grãos dessa cobertura, que se dispersam ao longo da aresta de corte de forma mais uniforme, permitindo melhor adesão e textura uniforme ao longo do substrato, garantido melhores resultados.

**Figura 11** - Imagens da ferramenta de 0,3 mm e da adesão de alumínio após a usinagem: (a) sem cobertura e (b) cobertura de diamante.



**Fonte:** Adaptado de Heaney *et al.* (2008).

Portanto, o tamanho micro das fresas torna a deposição de coberturas um desafio, especialmente ao redor das arestas de corte. Os requisitos para coberturas em microfresamento não são apenas a alta dureza, resistência à corrosão e interações químicas, mas também a densidade, microestrutura refinada, e ainda uma superfície suave, com o objetivo de reduzir o coeficiente de atrito se comparado à ferramenta sem cobertura. Criticamente, as coberturas

devem ser superfícies livres de defeitos, e por isso, é necessária a investigação das coberturas e seus métodos no microfresamento de aços endurecidos (Aramcharoen *et al.*, 2008).

### 2.3.3 Desgaste de microfresas

Na indústria metalmecânica, a vida da ferramenta é uma das mais importantes considerações econômicas a serem tomadas. Para a microusinagem, a baixa previsibilidade da vida e falhas prematuras das ferramentas são os principais problemas. Além disso, a observação do desgaste das arestas de corte só é possível com auxílio de microscópios e, como é de conhecimento, o desgaste de ferramenta afeta diretamente os defeitos e a qualidade do acabamento superficial do material (Cristofaro *et al.*, 2012).

Os autores Baharudin, Dimou e Hon (2004) realizaram a análise experimental com ferramentas com duas arestas de corte e diâmetros variando de 0,5 mm, 1,0 mm e 1,5 mm, onde todas possuíam cobertura de TiAlN. O objetivo foi analisar o critério de vida de ferramenta para o desgaste do tipo flanco em macro e microferramentas na usinagem do aço H13 e da liga de titânio Ti-6Al-4V, aplicando o critério previsto pela norma ISO 8688-2:1989: “*Tool Life Testing in Milling*”. Essa norma prevê o desgaste para ferramentas de no mínimo 0,5 mm de diâmetro, contudo, de acordo com a norma, o desgaste máximo previsto para esse diâmetro é de 0,3, o que representa 60% do diâmetro da ferramenta, ou seja, acima disso ela está suscetível a uma falha catastrófica.

Porém, em seus resultados, os autores encontraram valores menores para o critério de falha das ferramentas, onde na usinagem do H13 com a ferramenta de 0,5 mm é visível que o critério deveria ser próximo de 0,11 mm, e, para a liga de titânio, o valor obtido foi de 0,14 mm. O que permitiu ainda que os autores afirmassem que a liga de titânio acarreta um menor esforço, gerando diferença no desgaste da ferramenta. Ainda, de acordo com Oliaei *et al.* (2018), dependendo das características do material trabalhado, a ferramenta irá experimentar diferentes tipos de mecanismos de falha, e isso inclui o tipo de falha, adesão de cavaco e forças excessivas.

Tansel *et al.* (1998) afirmaram que as características das forças de corte das operações de microfresamento são basicamente as mesmas do processo de fresamento convencional. Entretanto, o desgaste e os mecanismos de quebra são diferentes. O desgaste das arestas de corte de macrofresas são identificados a partir da perda de material, que resulta em crateras formadas normalmente nas arestas de corte. Com isso, o monitoramento do desgaste é feito através do controle da quantidade do cavaco removido.

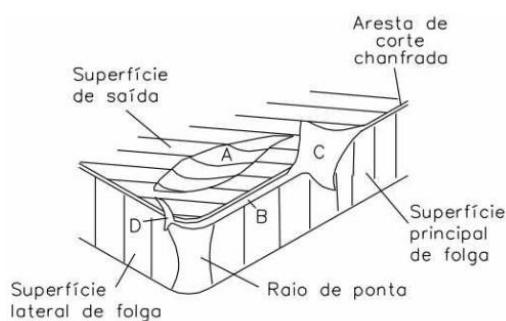
Por outro lado, nas microfresas, são os eixos que quebram quando as arestas ficam entupidas ou quando perdem sua capacidade de realizarem corte. Para uma microfresa, a preocupação mais importante é como a força de corte muda durante o corte, pois há uma relação entre o desgaste e a tensão gerada na ferramenta. Contudo, não é fácil de obter essa diferença e muitas vezes, quando notada, a ferramenta já entrou em colapso ou desuso.

O desgaste das arestas de corte de uma microfresa é um instrumento que modifica sua geometria. Este processo ocorre de maneira constante e progressiva, seja no nível atômico ou celular. Vários mecanismos influenciam o desgaste, sendo fortemente afetado pela temperatura do processo e condições de lubrificação (Machado *et al.*, 2009). O desgaste é o principal obstáculo para a longevidade de uma ferramenta de corte, sendo, assim, bastante pesquisado devido ao seu impacto no custo e na qualidade dos processos de usinagem (Uhlmann *et al.*, 2013).

Conforme Machado *et al.* (2009), a identificação do desgaste de uma ferramenta de usinagem pode ser feita tanto nas áreas de folga de uma ferramenta quanto na superfície de saída e arestas de corte. A Figura 12 ilustra as três principais maneiras de desgaste encontradas na região de corte de uma ferramenta de usinagem, que são:

- i. Desgaste de cratera (região A da Fig. 12);
- ii. Desgaste de flanco (região B da Fig. 12);
- iii. Desgaste de entalhe (regiões C e D da Fig. 12).

**Figura 12** - Formas de desgaste da ferramenta.

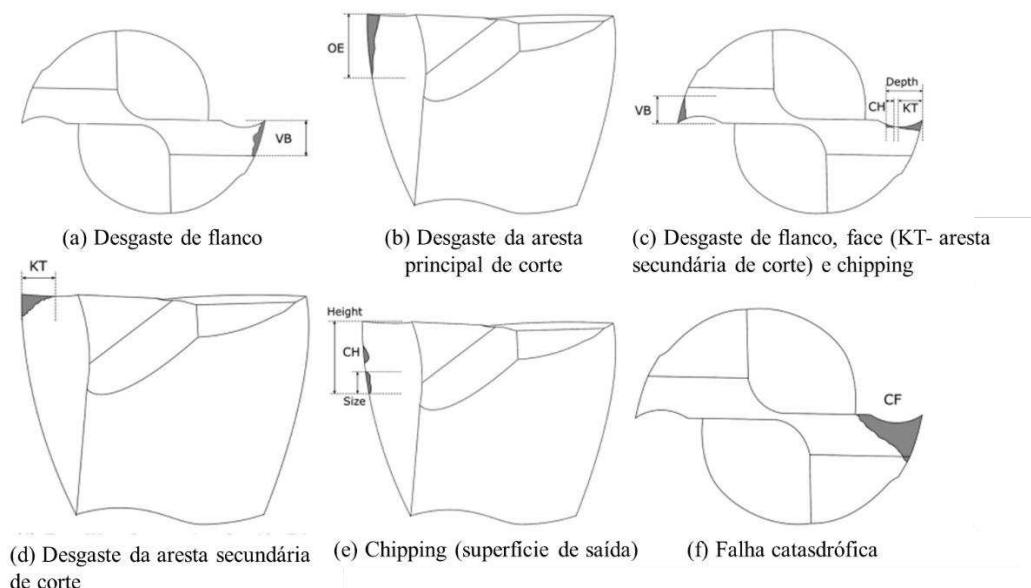


**Fonte:** Dearnley e Trent (1982 *apud* Machado *et al.*, 2009).

Os autores Aldhadeff *et al.* (2019) observam que as normas previstas para desgastes de ferramentas de usinagem aplicadas ao macrofresamento são impraticáveis para medição de desgaste de microferramentas, para superar isso, os autores em seu trabalho propõem um novo

protocolo para medição de desgaste em microfresas baseados em experimentos feitos em latão, titânio e Hastelloy. Para os autores, os tipos de desgaste que podem ocorrer são mostrados na Figura 13. As ferramentas devem ser medidas em duas orientações, como mostrado na Figura 13, e é possível medir o desgaste da ferramenta usando o protocolo detalhado na Tabela 1 (onde a terminologia usada se relaciona com os padrões ISO). Frequentemente, mais de um tipo de desgaste é visto (veja a Figura 13):

**Figura 13 - Representação gráfica dos tipos de desgaste em microfresas.**



**Fonte:** Adaptado de Alhadeff *et al.* (2019).

A Figura 13 acima apresenta duas vistas apenas da microfresa e nelas é possível observar as arestas principais e secundárias de corte. Na Fig. 13a) VB é o desgaste de flanco, ou seja, inicia na aresta principal de corte e se propaga pela superfície de folga principal; na Fig. 13b), OE é o desgaste medido na aresta principal de corte; na Fig. 13 c) e d), é apresentado KT que é referente ao desgaste medido na aresta secundária de corte; na Fig. 13 e) é medido o desgaste gerado na superfície de saída causado pelo cavaco removido (CH); e por fim, na Fig. 13 f) a falha catastrófica.

Ainda, os autores Uhlmann *et al.* (2013) complementam observando que a identificação do desgaste não se limita apenas à forma, mas envolve também o mecanismo físico, que varia conforme o material utilizado e as condições de corte, particularmente aquelas que influenciam a temperatura. Os mecanismos de desgaste mais frequentes incluem a adesão, abrasão, difusão, oxidação e corrosão.

Em situações normais, a baixa rigidez provoca um desgaste acelerado da ferramenta, resultando em vibrações intensas e deterioração da superfície usinada. Os parâmetros geométricos, o material da ferramenta, o revestimento, o material da peça e o uso de fluido de corte, entre outros, influenciam diretamente o desgaste da microfresa (Cheng; Huo, 2013; Chen *et al.*, 2014).

No entanto, ao contrário do macrofresamento, a quantificação do desgaste da microfresa não possui uma norma ou padronização, e vários autores têm adotado diferentes métodos (Gomes, 2019). Autores como Filiz *et al.* (2007), Dos Santos (2016) e Gomes (2019) propuseram valores similares para o critério de fim de vida quando a metodologia de medição de desgaste foi através da redução do diâmetro da ferramenta. Este valor se aproxima de 3% do diâmetro da microfresa.

Thepsonthi e Özel (2013) investigaram o microfresamento da liga Ti6Al4V utilizando ferramentas de 0,508 mm com cobertura de Carbonitreto de Titânio (CBN) e sem cobertura, com o foco na predição do desgaste de ferramenta, utilizando a técnica de análise de elementos finitos e validações experimentais. Os autores analisaram o desgaste de ferramenta através das variações visuais das imagens obtidas via Microscópico Eletrônico de Varredura (MEV), onde foi possível visualizar o desgaste na aresta de corte (Figura 14 (a)) e a redução do diâmetro efetivo da ferramenta (Figura 14(b)).

**Figura 14** - Medição do desgaste de ferramenta: (a) aresta de corte e (b) diâmetro da ferramenta.

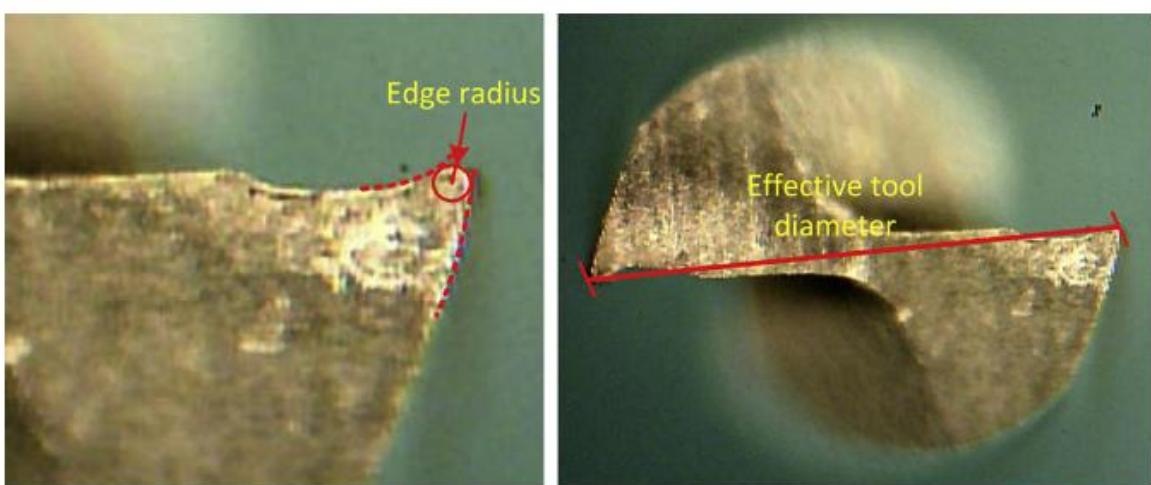


Fig. 4. Measurement of tool **wear**: tool edge radius (left) and effective tool diameter (right).

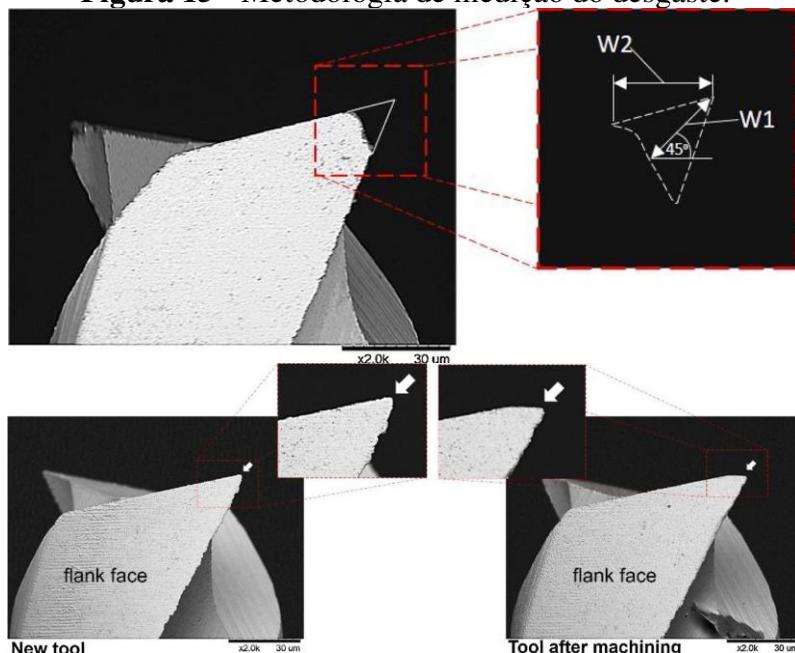
**Fonte:** Thepsonthi e Ozell (2013).

Os resultados apresentados por Ziberov *et al.* (2020) mostraram que, no microfresamento da liga Ti6Al4V, os desgastes predominantes são de flanco e da curvatura da

aresta de corte, e que a aplicação de fluidos de corte favorece a cobertura do tipo Diamante Tipo Carbono (DLC), desgaste da aresta secundária de corte e que o menor desgaste de ferramenta foi observado quando utilizada a cobertura de DLC, se comparado com as ferramentas com cobertura de TiAlN.

É importante o estudo dos desgastes de ferramentas para microfresas para prevenir falhas que estão diretamente ligadas a toda a economia do processo em questão. Ziberox *et al.* (2020) utilizaram de imagens obtidas pelo MEV e de softwares específicos para mensurar o desgaste da ferramenta, sendo medido em duas regiões apresentadas na Figura 15 a seguir, onde W2 e W1 são as direções de obtenção desses valores.

**Figura 15** - Metodologia de medição do desgaste.



Fonte: Adaptado de Ziberov *et al.* (2020).

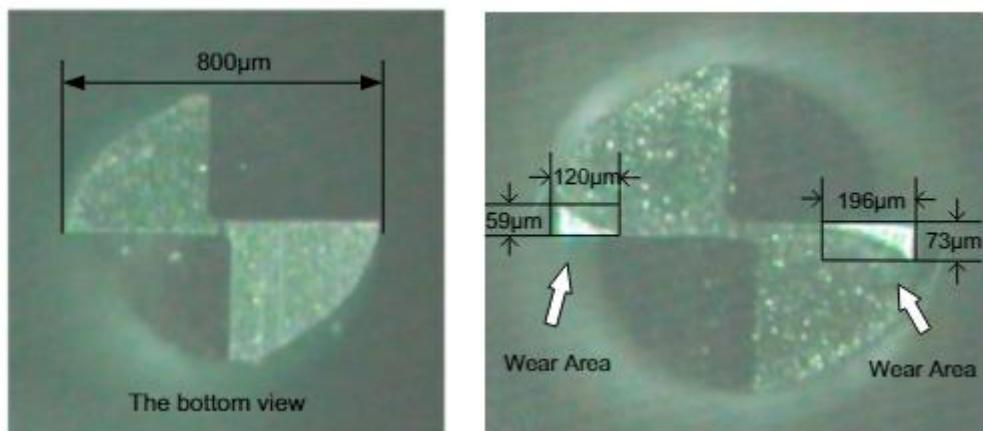
Os autores Ziberov *et al.* (2016) analisaram o comportamento de microfresas com a aplicação de fluidos, onde observaram que a utilização de lubrificação tem impacto direto na qualidade superficial e na formação de rebarbas, além de influenciar na formação de aresta postiça de corte (APC). Contudo, a usinagem a seco apresentou maior vida útil para as ferramentas, uma vez que foram observados diferentes desgastes para cada condição, onde a ferramenta utilizada junto ao MQL apresentou maiores desgastes na superfície de folga secundária, e a seco ocorreu maior desgaste da curvatura da aresta de corte.

Silva e Da Silva (2019) investigaram o desgaste de ferramenta e a formação de rebarbas no microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205, observando que o aumento da velocidade de corte ocasiona no aumento do desgaste, e que o uso de fluidos pode atenuá-lo.

Os autores sinalizaram que o grande problema também é que o desgaste da ferramenta é de difícil detecção, e apenas pode ser confirmado através da observação via MEV.

Métodos indiretos de medição do desgaste de ferramenta utilizam de sensores e análises de sinais provenientes da emissão acústica, forças de corte e vibrações do processo. Porém, mesmo na macrousinagem é difícil estabelecer um critério para desgaste de ferramenta a partir desses sinais. Zhu e Yu (2017) propuseram um novo modelo para análise de desgaste de microfresas baseado na área total afetada pelo desgaste, acreditando, assim, quantificar de forma exata o desgaste gerado. A Figura 16 mostra, através das imagens, como é feita a seleção da área desgastada.

**Figura 16** - Determinação da área desgastada e medição do desgaste.

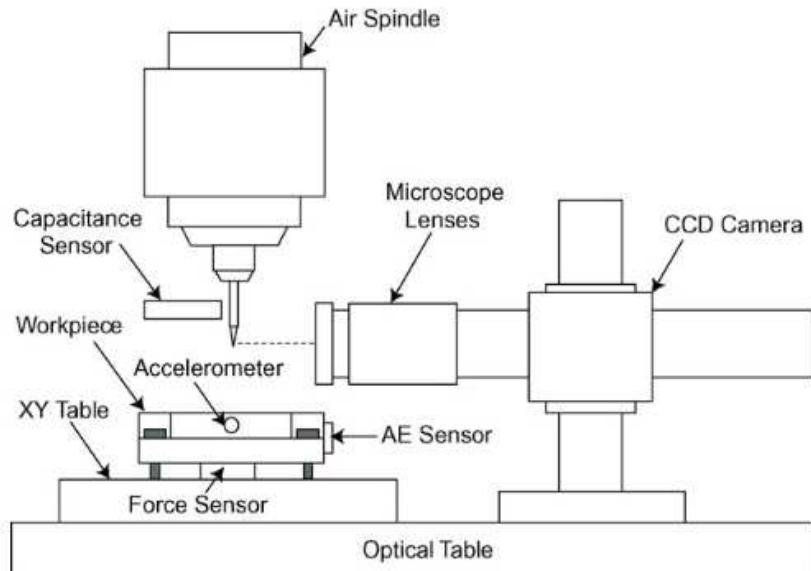


**Fonte:** Adaptado de Zhu e Yu (2017).

Para Malekian, Park e Jun (2009), o monitoramento do processo de microfresamento permite melhorar a qualidade das peças e prolongar a vida útil das ferramentas. Por isso, os autores examinaram fatores que influenciam no desgaste das ferramentas através de métodos que utilizam de sensores como acelerômetros, medição de forças de usinagem e sensores de emissão acústica.

Os sinais foram investigados através do método *neuro-fuzzy*, que permite determinar a condição da ferramenta como boa ou desgastada. Ainda, em seus experimentos utilizaram de uma câmera para monitorar o desgaste da aresta de corte sem precisar retirar a ferramenta da máquina, e assim puderam conciliar os sinais emitidos pelos sensores com a análise visual da aresta. Vários ensaios foram realizados para validar o sistema apresentado na Figura 17.

**Figura 17** - Arranjo experimental apresentado por Malekian, Park e Jun (2009).



**Fonte:** Malekian, Park e Jun (2009).

Bao e Tansel (2000) propuseram um modelo analítico para a força de corte para operações de microfresamento. O modelo proposto pelos autores calcula a espessura do cavaco através da combinação da trajetória da ferramenta com a rotação do eixo árvore. Uma vez obtido o modelo, basta aplicar um método rápido de otimização genérica de algoritmos para estimar as condições de operações e os coeficientes de corte aplicados na ferramenta, e, com isso, a falha da ferramenta e seu desgaste podem ser estimados e controlados através do coeficiente da força de corte.

Uriarte *et al.* (2008) também desenvolveram um modelo matemático para predizer forças no microfresamento. O objetivo principal era estimar possíveis deflexões da ferramenta que afetariam a sua trajetória. O modelo apresentado é uma derivação do modelo aplicado no fresamento convencional, onde são considerados seis diferentes coeficientes no modelo: três coeficientes para a força de corte e três coeficientes relacionados à geometria de corte da aresta (no caso para geometrias aplicadas às ferramentas com arestas arredondadas, ou *ball-nose*).

Os ensaios foram realizados no aço H13 endurecido (60 HRC) e com microfresas com duas arestas de corte, variando o diâmetro de 0,1 mm até 0,4 mm. Contudo, esse trabalho teve como intenção representar os primeiros passos para a modelagem de forças em microfresamento, havendo ainda pontos a serem investigados. Afazov, Ratchev e Segal (2012) modelaram e validaram o modelo de predição de forças de corte no microfresamento do aço H13 com durezas entre 35 e 60 HRC.

Ainda, as forças de corte foram modeladas considerando toda a cinética de corte, incluindo as falhas de trajetórias, efeitos da variação da velocidade de corte, geometria da ferramenta, o arrasto e o fenômeno da formação de cavaco em H13. A grande diferença é que esse estudo avaliou a força de corte, onde a geometria da aresta de corte da ferramenta foi obtida através de análises via MEV. Os autores concluíram que a dureza do material está diretamente ligada à força de corte e à temperatura na zona de corte.

Prakash e Kanthababu (2013) trabalharam em aprimorar a correlação entre os sinais obtidos via emissões acústicas e o desgaste de flanco para as microfresas quando são usinados alumínio, cobre e aço. Os autores observaram que, para esses materiais, o tipo de desgaste mais comum é o causado pela adesão e deformação plástica. Ainda, observaram que a delaminação da cobertura é mais comum para os aços.

#### *2.3.4 Formação de rebarbas*

A maioria das operações de usinagem não produz bordas lisas ou bem-acabadas nas peças. Ao contrário, é provável que as peças acabem exibindo material irregular, saliente e às vezes endurecido ao longo das bordas, o que é conhecido como rebarba (Lee; Dornfeld, 2005). Sendo assim, a formação de rebarbas é a principal preocupação no que diz respeito à qualidade final dos itens provenientes do processo de usinagem. Microrrebarbas provenientes dos processos de microfresamento são consideradas um problema de difícil solução (Kou *et al.*, 2015). Para garantir a funcionalidade adequada, existem rigorosos requisitos de forma e acabamento de produtos biomédicos, como os implantes cocleares e outros que exigem que a superfície pós-usinada seja livre de rebarbas (Lekkala *et al.*, 2011).

A formação de rebarbas é o principal dano reportado nas superfícies usinadas por microfresamento. Esses defeitos não são permitidos, e a adição de uma etapa para a sua remoção não é tecnicamente viável e, muitas vezes, economicamente desfavorável. Esse é o problema, uma vez que o comportamento da ferramenta durante o processo de microfresamento é imprevisível, e o desgaste da mesma aumenta o raio da aresta de corte, alterando drasticamente a geometria de corte e levando à formação de rebarbas (Kou *et al.*, 2015).

Além disso, a ductilidade das ligas comumente submetidas a esse processo apresenta maior tendência para a formação de rebarbas. A presença de rebarbas também apresenta uma tendência de produzir tensão residual, causando falhas por fadiga nos componentes. Ainda, alguns tipos de rebarbas podem obstruir o caminho da ferramenta, resultando em dano e até na quebra da mesma (Jin *et al.*, 2020).

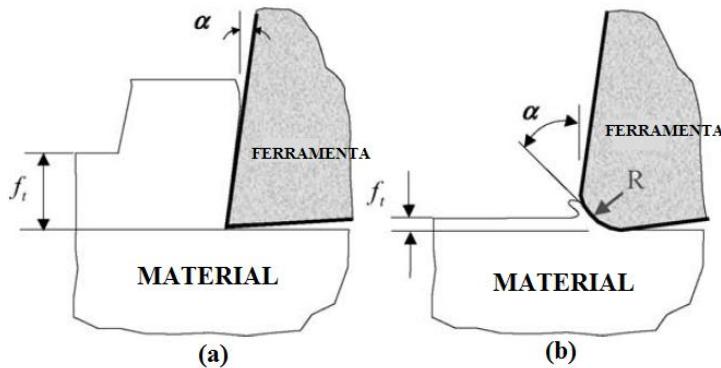
Se não tratados com eficácia, vários problemas podem surgir no componente devido à presença de rebarbas, como alertas para ferimentos durante a montagem e desmontagem de componentes (corte no operador); obstrução nos encaixes durante a montagem ou instalação; aumento das chances de quebra e desgaste da ferramenta, ocasionando em tempo de inatividade da máquina; danos no revestimento da ferramenta devido a rebarbas afiadas e perfurantes; alta taxa de desgaste nas áreas sensíveis da ferramenta (ponta da ferramenta e outras partes com tensão residual); tensão residual (vida em fadiga); danificação ou corte dos fios e curtos-circuitos devido a rebarbas afiadas ou separadas; geração de campo magnético irregular; desempenho reduzido de um sistema de micro-ondas, afetando a capacidade volumétrica de compressores; obstrução da limpeza em aplicações de salas limpas; baixa precisão dimensional, levando ao sucateamento e desperdício de peças; bloqueio de um registro devido ao acúmulo de rebarbas destacadas/quebradas, indesejado custo adicional (processo secundário, retrabalhos e manutenções); e impacto negativo na estética do produto ou peças (Gillespie, 1999).

De acordo com Jin *et al.* (2020), muitos pesquisadores disponibilizaram artigos sugerindo que atualmente não existem soluções disponíveis para eliminar, por completo, a formação de rebarbas nos processos de usinagem. Entretanto, existem alguns caminhos promissores para reduzir e controlar a formação de rebarbas, que podem satisfatoriamente garantir melhor facilidade durante o processo de remoção das mesmas.

Através da avaliação dos mecanismos de formação da rebarba, verificou-se que o ângulo de cisalhamento negativo gerado pela microferramenta é o principal responsável pela formação das rebarbas em microusinagem (Oliveira; Gomes; Silva, 2019; Ding *et al.*, 2020; Filiz *et al.*, 2008; Ko; Dornfeld, 1991; Silva; Da Silva, 2019; Wu; Li; He, 2017; Ziborov *et al.*, 2016, 2020).

A Figura 18 mostra uma ilustração esquemática da interação entre o material de trabalho e a aresta de corte da ferramenta para ambos os casos, Fig. 18(a) convencional e Fig. 18(b) microusinagem. Onde  $\alpha$  é o ângulo de cisalhamento,  $ft$  é o avanço da ferramenta e  $R$  raio de curvatura da aresta de corte.

**Figura 18** - Comparação geométrica entre o processo de usinagem convencional (a) e microusinagem (b).



**Fonte:** Adaptado de Lee e Dornfeld (2005).

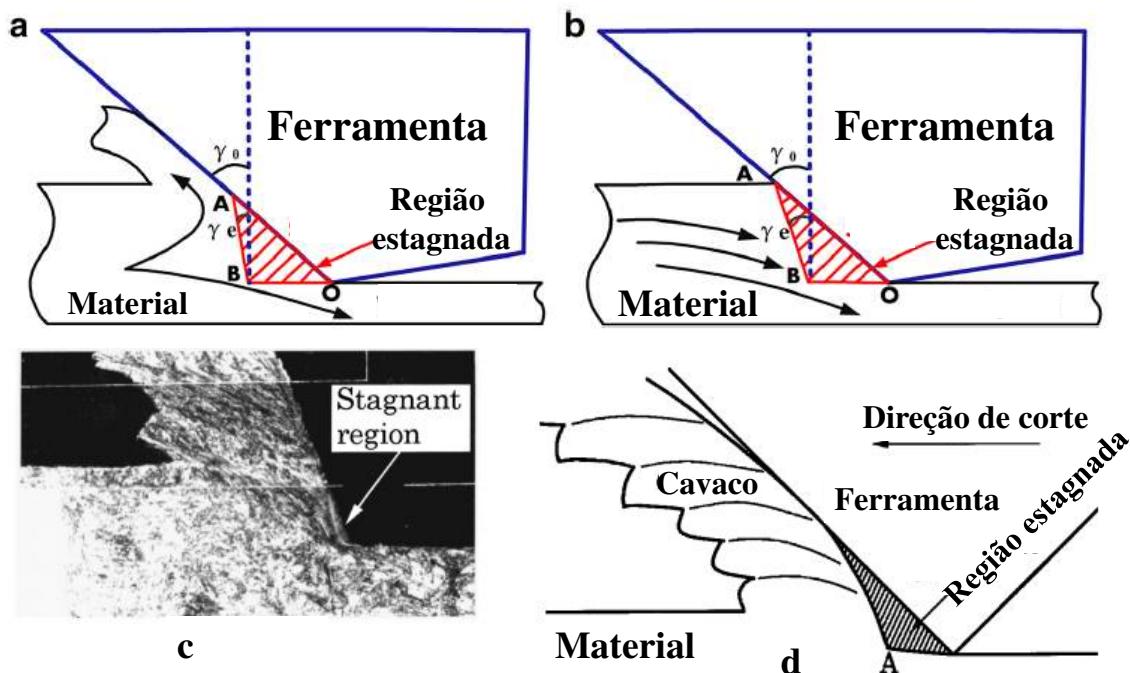
No microcorte, o ângulo de inclinação negativo gerado é considerado crítico, e isso afeta o corte durante a operação de usinagem, afetando as características de fluxo do material, o estado de deformação do cavaco, a qualidade superficial e o desgaste gerado na ferramenta (Fang, 2005; Ohbuchi; Obikawa, 2003). De acordo com Ding *et al.* (2020), após iniciar o corte com um ângulo de cisalhamento negativo crítico, geralmente ocorre a formação de uma região estagnada na frente da superfície da ferramenta, ocasionando um aumento significativo da inclinação real desde ângulo.

Portanto, com base nesse critério estudado anteriormente através de análises experimentais e algoritmos dos elementos finitos (Fang, 2005; Ohbuchi; Obikawa, 2003; Ding *et al.*, 2020), foi elaborado um modelo para aproximar o valor teórico do valor real. Ao analisar o desvio do ângulo de inclinação negativo efetivo (valor teórico) e o ângulo de inclinação negativo crítico (valor experimental), pode-se saber que o valor real é 0,36 a 4,15% maior que o teórico. Com isso, os autores indicaram um novo modelo que considera a região estagnada, fornecendo base para conhecer o ângulo negativo crítico efetivo.

O modelo do corte com ângulo de corte negativo é apresentado na Figura 19. A região estagnada é considerada como uma área triangular irregular conectada à superfície da ferramenta. Essa região atuará junto com a verdadeira superfície da ferramenta, alterando a característica de fluxo do material, seja no estado de corte puro, aração com a formação mínima de cavacos ou de pura compressão sem a formação de cavaco. O verdadeiro ângulo de inclinação é apresentado como sendo  $\gamma_e$  e o teórico como sendo  $\gamma_0$ . A Figura 19 (a) mostra nova fronteira da ferramenta, que é representada pelo segmento de AB, onde ocorrem duas zonas de escoamento de material, sendo B o ponto que separa essas duas regiões. Sendo assim, a região BO é tida como uma região de compressão, e a outra parte do material que escoa por BA forma

o cavaco. A Figura 19(b) mostra a formação da região estagnada, quando ocorre apenas a compressão do material, sem a formação de cavaco. Para essa situação, a região triangular assume a interação entre ferramenta e material de trabalho (Ding *et al.*, 2020; Ohbuchi; Obikawa, 2003). A Figura 19(c) mostra a microestrutura do material e a região estagnada, e a Fig. 19(d) ilustra o corte com a região estagnada.

**Figura 19** - Região estagnada, (a) corte e compressão, (b) apenas compressão, (c) microestrutura e (d) ilustração sobre a região estagnada durante o corte.



**Fonte:** Adaptado a partir de Ding *et al.* (2020) e Ohbuchi e Obikawa (2003).

De acordo com Aurich *et al.* (2009), para a usinagem convencional, o uso de ângulos de inclinação positivos pode produzir superfícies melhores e menores rebarbas. Além disso, o efeito da curvatura da aresta de corte é negligenciado se comparada com a microusinagem. Contudo, para investigar os processos de microusinagem, além dos parâmetros convencionais como velocidade de corte e o avanço, a relação da razão entre o avanço por dente e a curvatura da aresta de corte também deverá ser considerada nos processos de microcorte. Ainda, de acordo com Schmidt *et al.* (2002), é dada extrema importância ao chamado efeito escala em microusinagem, pois a usinagem de materiais metálicos normalizados e de resistência mecânica apresenta dificuldades notáveis durante o microcorte.

Essa característica é dada devido ao fato de regiões de ferrita e perlita apresentarem diferentes durezas e ductilidades. Fator importante, uma vez que as dimensões dos grãos se

aproximam da dimensão da ferramenta, ocasionando instabilidades durante o processo de corte. Consequentemente, a microusinagem de aços tem sido realizada em estados térmicos que produzem carbetos mais refinados e igualmente distribuídos, com o objetivo de atingir uma usinagem mais constante devido às dimensões da ferramenta no processo (Schmidt *et al.*, 2002). Além disso, a compreensão do desgaste da ferramenta é importante em microusinagem, principalmente durante a usinagem de matérias de alta resistência, como o Titânio e o Inconel. Normalmente, com objetivo de obter melhor superfície dos componentes usinados, é comum o emprego de maiores velocidades de corte, porém, o aumento deste parâmetro acarreta maior desgaste da ferramenta, resultando também no surgimento de rebarbas. Para contornar essa situação, o ideal é otimizar o processo, identificando a melhor combinação entre os parâmetros de corte e o material trabalhado (Lauro *et al.*, 2015).

Ademais, em ferramentas de microusinagem, o desgaste da ferramenta, e até mesmo a sua quebra, é normalmente detectado através de observações feitas no microscópio eletrônico de varredura (MEV). Outros métodos de medição indireta são também aplicados, como o uso de sensor que analisa sinais (forças de corte, vibrações etc.) que são enviados diretamente para um computador, ou também o uso de emissão acústica (Silva; Da Silva, 2019). Em seu trabalho, Yadav *et al.* (2017) reduziu o tamanho das rebarbas em 96%, aumentando a rotação de 10 000 rpm para 200 000 rpm no processo de microfresamento da liga Ti-6Al-4V, e através de simulações eles foram capazes de predizer as dimensões e formato das rebarbas com um erro de apenas 15%. De acordo com os autores, significantes taxas de rotação no microfresamento podem ser aplicadas, com o objetivo de reduzir a quase zero a formação de rebarbas.

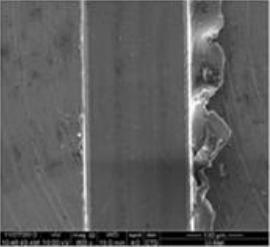
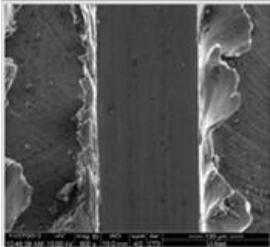
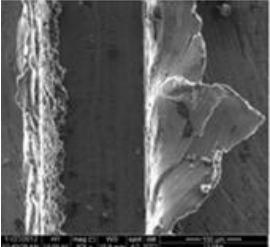
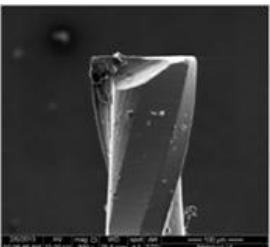
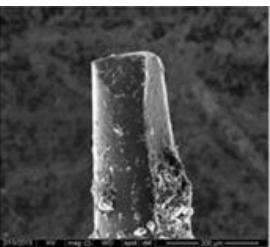
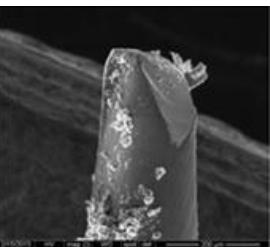
Em seu trabalho, Ziberov *et al.* (2016) estudaram o microfresamento na liga Ti-6Al-4V com objetivo de analisar o desempenho da ferramenta em relação à formação de rebarbas, superfície usinada e desgaste da ferramenta, avaliando o uso da mínima quantidade de fluido (MQL). Os resultados mostram que o emprego de fluido de corte tem um efeito significativo na formação de rebarbas, e que, dependendo das condições de usinagem, as rebarbas formadas podem ser maiores que as encontradas na usinagem convencional (macro). Ainda, os autores observaram que o surgimento de aresta postiça de corte afeta diretamente a vida de ferramenta e a qualidade da superfície usinada.

Já Gaitonde *et al.* (2008) notaram a importância da seleção adequada dos parâmetros de usinagem para minimizar a formação de rebarba e reduzir custos e reforços de rebarbação. Além disso, indicaram que não existe velocidade de corte específica para cada material. Ainda, afirmaram que para diferentes materiais, diferentes velocidades de corte são indicadas para obter uma excelente qualidade superficial e o mínimo de rebarbas. Por exemplo, diferente das

ligas de magnésio, no fresamento de ligas de alumínio é possível obter melhores resultados quando se empregam grandes velocidades de corte. De acordo com Bajpai, Kushwaha e Singh (2013), a formação de rebarbas nos processos de usinagem é o problema mais importante que se torna mais crítico em escala micro.

A Figura 20 mostra a comparação entre três faixas de tempo de usinagem, dada de acordo com a condição da ferramenta. A Figura 20 (a) mostra que a partir de 15 minutos, a aresta de corte começou a desgastar. O desgaste continua crescendo até que não há mais a ponta da ferramenta após 30 minutos de usinagem. Na Figura 20(b), é possível notar que a aresta de corte foi lascada com 45 minutos de corte. Esse fenômeno provou a existência de uma interrupção periódica causada pela formação de aresta postiça de corte. Quando a ferramenta foi desgastada, a rebarba superior aumentou em ambos os lados do microcanal, apresentando uma tendência em se tornar mais larga. É possível notar na Fig. 20(c) que rebarbas foram formadas no fundo do canal, o que ocorreu devido à fratura da aresta de corte (Kiswanto; Zariatin; Ko, 2014).

**Figura 20** - Relação do desgaste da ferramenta e a formação de rebarbas no microfresamento de canais.

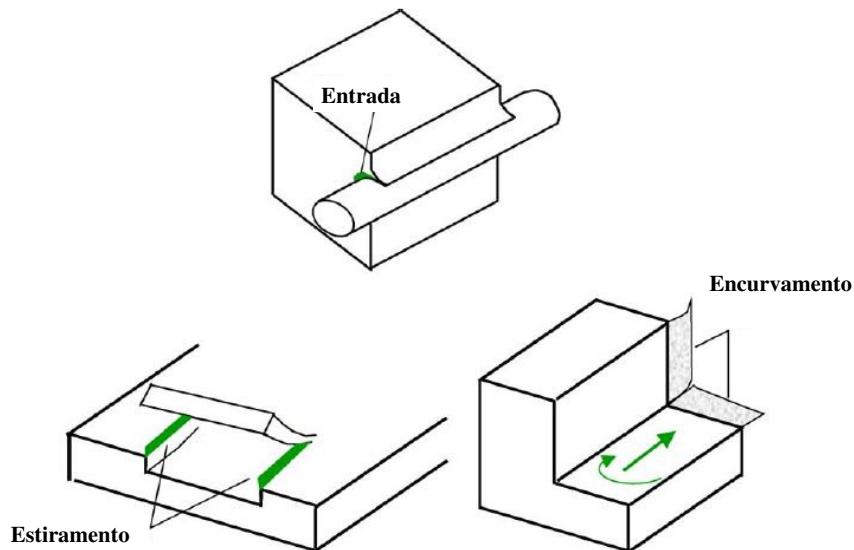
Tempo	15 minutos	30 minutos	45 minutos
<b>Material</b>			
<b>Ferramenta</b>			
<b>Rugosidade da superfície</b>	<b>35 µm</b>	<b>152 µm</b>	<b>275 µm</b>

**Fonte:** Adaptado de Kiswanto, Zariatin e Ko (2014).

Em seu trabalho, Gillespie *et al.* (1976) definiram quatro tipos básicos de rebarbas: entrada, estiramento, rebarba de encurvamento (apresentadas na Fig. 21) e rebarba de corte. De

acordo com Jin *et al.* (2020), as três primeiras são o resultado das deformações plásticas. A rebarba de entrada é o resultado da tendência de um material se elevar para os lados, quando é comprimido até que ocorra uma deformação plástica permanente. A rebarba do tipo estiramento é o resultado do material sendo arrancado da peça, ao invés de cisalhado. A rebarba de encurvamento é basicamente o cavaco, que é dobrado ao invés de cortado, resultado em uma rebarba relativamente maior que as outras. No fresamento de topo este tipo de rebarba é formada na saída da ferramenta, pois ocorre no final do processo de corte. A rebarba de corte é o resultado de um corte incompleto do material, podendo ser o resultado da quebra do material sendo removida da peça antes mesmo de completar o corte.

**Figura 21** - Tipos de rebarba, entrada, estiramento e encurvamento.



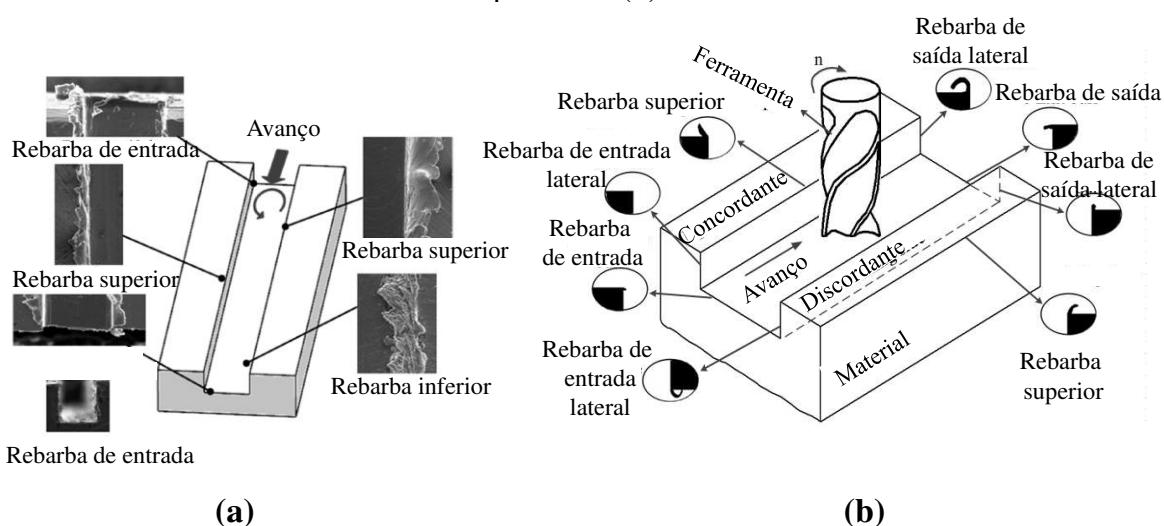
**Fonte:** Adaptado de Lee e Doernfeld (2005).

Durante uma operação em que a ferramenta realiza a abertura de um canal, ou ao longo da periferia de um furo, ocorre a combinação entre a rebarba de entrada e de estiramento sendo, nesses casos, classificada como rebarba superior, ou apenas rebarba de entrada, conforme mostra a Figura 21 acima. No processo de corte convencional, as rebarbas formadas na região superior, ou as de entrada, são significativamente menores que a de saída, e normalmente não precisam ser removidas. Entretanto, em microusinação, as microrrebarbas formadas na parte superior e na entrada são proporcionais à curvatura da aresta de corte da ferramenta e maiores que o avanço por dente (Lee; Dornfeld, 2005).

Hashimura, Hassamont e Dornfeld (1999) classificaram as rebarbas provenientes do fresamento de topo de acordo com a sua localização, formato e mecanismo de formação, sendo

a rebarba de entrada, rebarba de saída, rebarba lateral e rebarba superior. Embora alguns trabalhos (Kiswanto; Zariatin; Ko, 2014) incluam as rebarbas formadas ao fundo do canal, localizadas no fundo dos canais abertos por fresas, e essa identificação tem como objetivo separar as características da rugosidade nessa região desse tipo de rebarba. A imagem apresentada pela Figura 22(a) apresenta as imagens reais da rebarbas, e a Figura 22(b) chama atenção para os dois tipos de fresamento (concordante e discordante), e todas as 8 derivações possíveis para a localização das rebarbas na abertura de um canal.

**Figura 22** - Classificações dos tipos de rebarbas na abertura de um canal (a) e suas derivações possíveis (b).



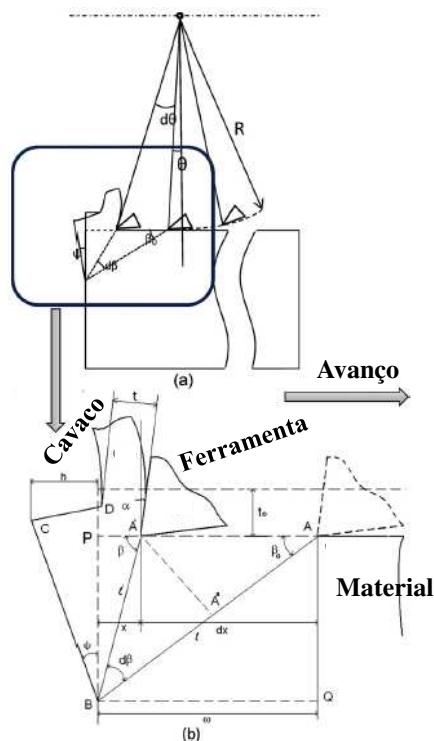
**Fonte:** Adaptado de Kou *et al.* (2015) e Kiswanto, Zariatin e Ko (2014).

Ainda, de acordo com Yadav *et al.* (2017), estudos mostram que as rebarbas de saída produzidas no lado discordante do fresamento de topo são caracterizadas por normalmente serem maiores que as outras. Sobre isso, Bissacco, Hansen e Chiffre (2005) explicaram que as rebarbas superiores formadas no processo de microfresamento são expressivas devido ao efeito escala. De acordo com os autores, isso ocorre devido às compressões biaxiais que empurram o material para a superfície da peça, gerando as rebarbas superiores. Essas rebarbas são cortantes e implicam rejeições e complicações de montagem e desmontagem de componentes (Schueler *et al.*, 2010).

A rebarba de saída formada na lateral do canal no lado discordante do corte no fresamento de topo forma um empilhamento de rebarbas de saída, formadas pelo passe de cada aresta cortante da ferramenta durante a rotação da mesma e o cisalhamento plástico do material.

A Figura 23 mostra a formação de rebarbas de saída e como é feito o cálculo das dimensões da mesma, considerando sua altura e largura (Bajpai; Kushwaha; Singh, 2013).

**Figura 23** - Mecanismos de formação da rebarba (a) geometria de saída no fresamento; (b) geometria e início da formação da rebarba de saída.



**Fonte:** Adaptado de Lekkala *et al.* (2011).

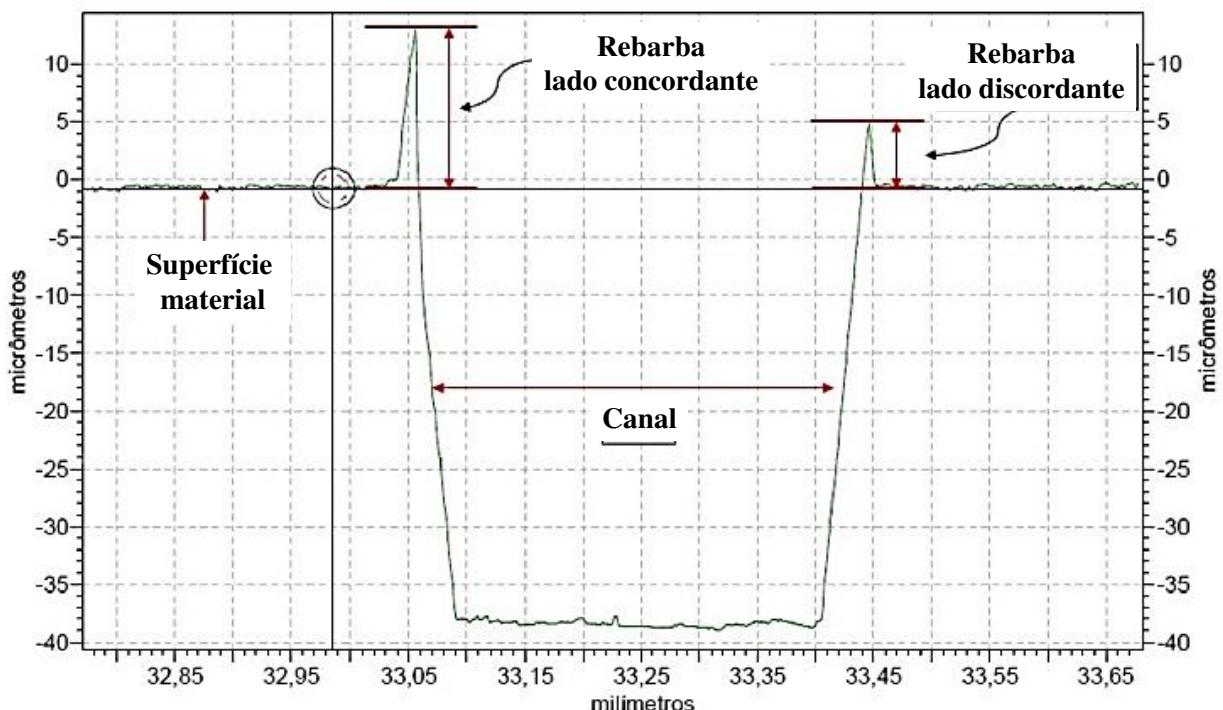
De acordo com Chen *et al.* (2012), as rebarbas inferiores encontradas na base do canal são comuns em materiais dúcteis, sendo o resultado de porções do material da peça que sofreram um atrito excessivo com o cavaco removido. Isso ocorre em condições de velocidade de corte inadequada e quando se emprega uma aresta de corte já desgastada e cega. Velocidade de corte adequada e arestas afiadas estão diretamente associadas à forma com que o material dúctil é rompido e cisalhado, ou seja, para controlar esse tipo de rebarba, deve-se investigar a velocidade de corte adequada e monitorar o desgaste da ferramenta.

As rebarbas superiores apresentam particularidades dadas de acordo com o processo de fresamento em que foram formadas, sendo mais altas no lado discordante e mais largas no lado concordante, isso quando empregadas altas velocidades de corte. Tal fato se explica devido ao resultado da rotação da ferramenta que faz com que ocorra a existência de material sendo empurrado na frente da aresta de corte na mesma direção da força de corte. De acordo com Lekkala *et al.* (2011), para ligas de aço inox e alumínio, o aumento do número de arestas

cortantes na ferramenta reduz a altura das rebarbas em ambos os lados do fresamento. Além disso, o aumento no diâmetro da ferramenta de 300  $\mu\text{m}$  para 400  $\mu\text{m}$  também reduziu a altura das rebarbas, isso ocorre devido ao aumento da resistência à deformação da ferramenta e maior estabilidade no processo de corte.

Uma técnica utilizada para mensurar as dimensões das rebarbas tanto no lado discordante quanto no lado concordante é apresentada por Silva e Da Silva (2019). Essa técnica utiliza da obtenção da secção do perfil do canal é apresentada na Figura 24. Na figura, a seguir, o lado esquerdo representa a rebarba do lado concordante, e o lado direito do lado discordante. Nesse trabalho, todas as rebarbas do lado concordante foram mais altas. Os autores explicam que a compressão gerada empurra o material na frente da aresta de corte, formando rebarbas mais pontiagudas, sendo diferente do observado por Bajpai, Kushwaha e Singh (2013).

**Figura 24** - Medição da altura da rebarba através da secção transversal do canal.

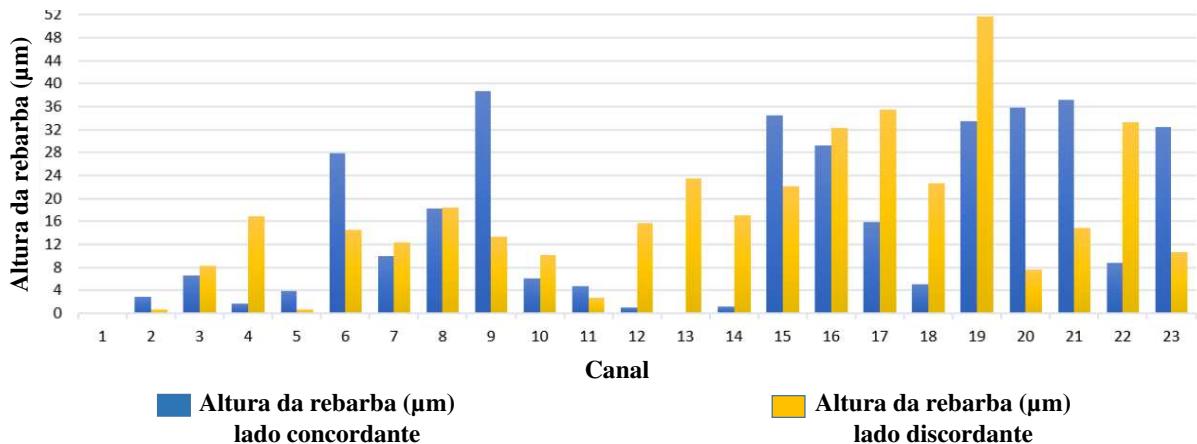


**Fonte:** Adaptado de Silva e Da Silva (2019).

Muitos autores como Ziberov *et al.* (2016) avaliaram a utilização de sistemas de mínima quantidade de lubrificação (MQL). Os autores em seu trabalho observaram que o uso do MQL apresentou rebarbas mais altas que o microfresamento a seco. Além disso, as rebarbas do lado concordante variaram de 0 até 38,6283  $\mu\text{m}$ , e para o lado discordante variaram de 0 até 51,7049  $\mu\text{m}$ . Essa diferença seria pequena e muitas vezes insignificante, sendo difícil identificar qual tipo de rebarba formada pelo processo de fresamento é maior. A Figura 25 mostra um gráfico

que apresenta essa variação da altura das rebarbas de acordo com o lado do canal durante a abertura de vários canais. Note-se que não há um padrão que permita afirmar qual lado forma rebarbas maiores.

**Figura 25** - Diferença entre as alturas das rebarbas com o uso do MQL.



**Fonte:** Adaptado de Silva e Da Silva (2019).

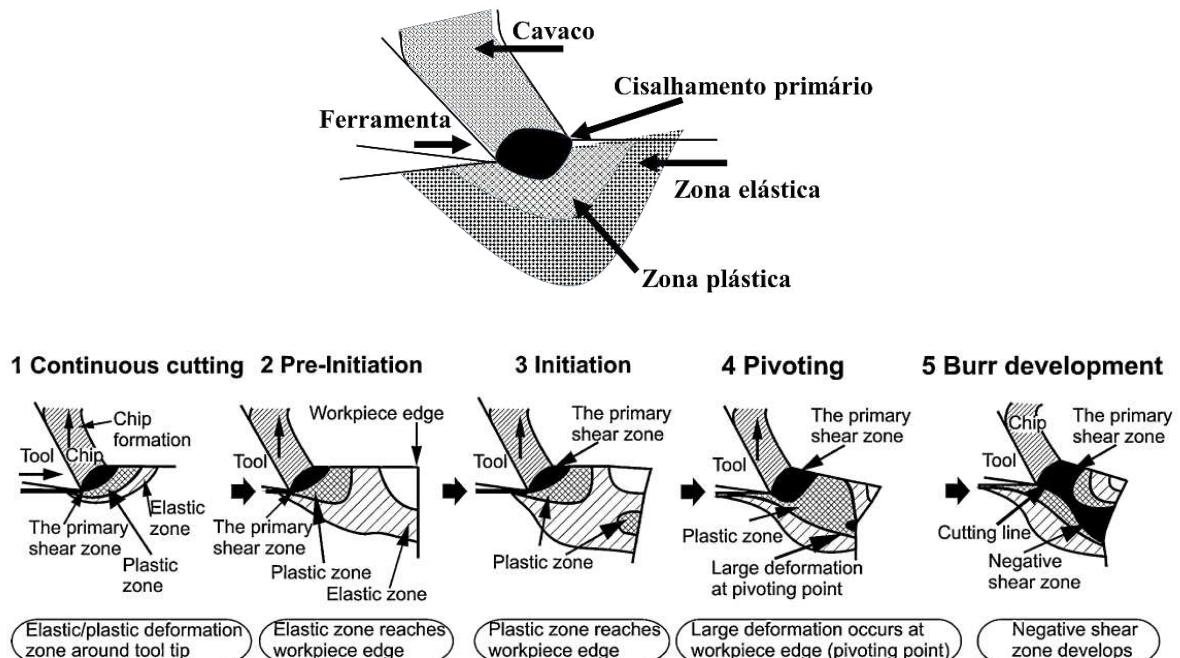
O diagrama esquemático apresentado na Figura 26, a seguir, é apresentado por Aurich *et al.* (2009) como parte do entendimento dos estágios de formação de rebarbas, conforme proposto por Hashimura, Hassamont e Dornfeld (1999) durante o fresamento, sendo explicada através de oito estágios detalhados, incluindo a diferença da usinagem de materiais dúcteis e materiais frágeis.

O estágio 1 descreve o processo contínuo de corte com cavacos mais alongados para materiais dúcteis e lamelas de cisalhamento descontínuas para os materiais frágeis. No estágio 2, identificado como o pré-início para a formação da rebarba, ocorre a deformação e a distribuição de tensões que serão afetadas pela fronteira do material. A zona criada pela deformação elástica intercepta a borda da superfície. A zona de deformação plástica ao redor da zona de cisalhamento primária é também considerada e se torna uma extensão, avançando ainda mais sobre o limite do material.

A rebarba inicia no estágio 3, a deformação plástica ocorre na fronteira do material bem como o estiramento plástico que curva a borda. Além disso, toda a zona deformada plasticamente ao redor da zona primária de cisalhamento e inclusive a própria zona de cisalhamento são consideradas e se tornam uma extensão da borda. O estágio 4 é descrito como o ponto pivotante, onde uma grande deformação é visualmente perceptível, sendo seguida pela criação de uma zona de cisalhamento negativa. No estágio 5, a rebarba é formada e uma grande

deformação ocorre ao redor do ponto pivotante, expandindo e conectando com a zona de cisalhamento primária. Uma grande deformação abaixo da linha de corte é identificada como zona de cisalhamento negativa e, assim que a ferramenta avança, a fronteira do material continua sendo arrastada, favorecendo o crescimento da rebarba.

**Figura 26** - Esquema sobre a formação da rebarba (a) Corte contínuo.

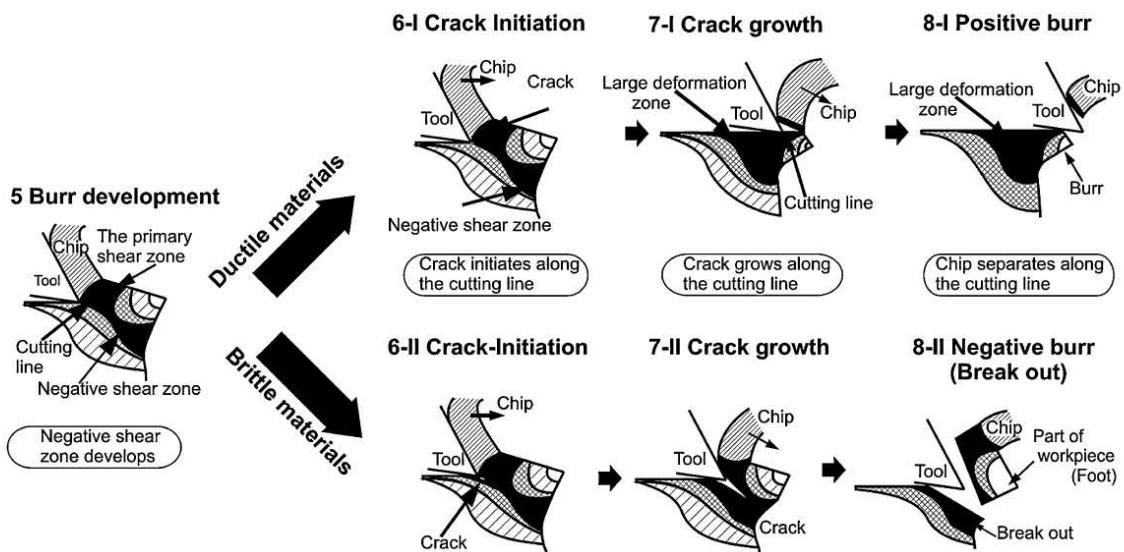


**Fonte:** Adaptado de Aurich *et al.* (2009).

Os primeiros cinco estágios explicam o desenvolvimento da rebarba antes que ocorra a fissura que separa o cavaco da rebarba. A seguir, na Figura 27, são observados os próximos estágios, que foram apresentados por Aurich *et al.* (2009) com base na descrição feita por Hashimura, Hassamont e Dornfeld (1999), onde os estágios 6-8 descrevem a separação do cavaco a partir da propagação de uma trinca para materiais dúcteis e materiais frágeis. O estágio 6-I descreve o início da fissura para materiais dúcteis. O início da fissura é dado na ponta da ferramenta, na zona de cisalhamento primário e segue em direção à linha de corte. Isso ocorre de forma mais uniforme, pois os materiais dúcteis apresentam maior resistência à fratura, e a tensão se propaga de forma uniforme. A trinca se propaga ao longo da primeira zona de cisalhamento (estágio 7-I). Movimentando-se ao longo da linha de corte, a ferramenta propaga e aumenta a trinca, mas também deforma o material. Como resultado, a trinca cresce significativamente. O estágio 8-I indica o final da formação da rebarba. A trinca ocasiona a separação do cavaco na linha de corte e uma rebarba positiva é encontrada na borda do material.

Para materiais frágeis essa trinca se inicia na ponta da ferramenta, na zona de cisalhamento negativa, e a propagação se dá em direção ao ponto pivotante (estágio 6-II). O cavaco é separado do material pela trinca que ocorre na zona secundária de cisalhamento. No estágio 7-II, a trinca cresce na zona de cisalhamento negativa. Movendo-se ao longo da linha de corte, a ferramenta conduz o aumento da trinca, que agora passa a não ser mais por cisalhamento, mas, sim, por quebra e lascamento do material endurecido. A borda do material também se deforma levemente devido à propagação da trinca. O estágio 8-II indica o final da formação da rebarba. A trinca separa o cavaco do material acima da zona de cisalhamento negativa. Como resultado, uma área que consiste da superfície fraturada e uma pequena quantidade de material deformado permanece na borda da peça. Nesse caso, a rebarba quebra, e é formada a rebarba conhecida como rebarba negativa (Aurich *et al.*, 2009).

**Figura 27** - Desenvolvimento da rebarba.



**Fonte:** Adaptado de Aurich *et al.* (2009).

Minimizar rebarbas é possível, porém não é simples. A formação da rebarba é também o resultado de muitas variáveis no processo. De acordo com Jin *et al.* (2020), a redução das rebarbas nos processos de usinagem depende da seleção da própria geometria de ferramenta, material de ferramenta, refrigeração, parâmetros de corte, propriedades do material de trabalho, planejamento do processo e design do percurso de ferramenta. Além disso, os autores afirmam que não existe um método que permita eliminar a formação de rebarbas, mas um processo de pós-remoção é essencial para eliminar as rebarbas após a usinagem. Ferramentas manuais, jateamento abrasivo, líquido abrasivo, abrasivos magnéticos finalizadores, tamboreamento,

cortes a laser e efeitos eletroquímicos são os processos mais comuns de remoção de rebarbas, e são aplicados conforme o tipo de material, tamanho e tolerâncias exigidas para a peça.

As análises e estudos sobre a formação de rebarbas nos processos de microfresamento têm sido desenvolvidos por pesquisadores que buscam alternativas através dos: fluidos lubrirrefrigerantes (Oliveira *et al.*, 2020; Ziberov *et al.*, 2016); número de arestas cortantes; geometria da ferramenta (Malayath; Sidpara; Deb, 2020; Zhang; Yu; Wang, 2019); elementos finitos (Ucun; Aslantas; Bedir, 2016); formação de arestas postiças de corte (Oliaei; Karpat, 2017); trajetória de ferramenta (Lu *et al.*, 2018); e parâmetros de corte (Sun *et al.*, 2019). Apesar de muitas pesquisas realizadas nessa área, ainda há muito o que esclarecer sobre a formação de rebarbas em microfresamento (Jin *et al.*, 2020).

Por isso, as rebarbas são abordadas pela indústria e pesquisadores da seguinte forma: redução das rebarbas durante o processo de corte, e remoção das rebarbas por meio de um pós-processo adequado à tolerância exigida. Além disso, é possível proteger a superfície usinada com uma cobertura removível, que, de certa forma, previne que a rebarba cresça até certa altura. De acordo com Kou *et al.* (2015), modelos para a formação de rebarbas foram propostos. Entretanto, equações analíticas e empíricas ainda estão em desenvolvimento, e muitas vezes não são aceitas como métodos para se predizer e controlar as rebarbas.

Nos trabalhos apresentados por Gillespie (1999) e Gillespie, Neal e Albright (1976), os autores confirmam que as rebarbas não podem ser totalmente eliminadas através de alterações nos parâmetros de corte como avanço, geometria de ferramenta ou velocidade de corte individualmente, mas a escolha certa para minimizar as rebarbas é a otimização desses parâmetros de forma simultânea. Além disso, de acordo com as pesquisas de Rezaei, Sadeghi e Budak (2018) e Yadav *et al.* (2017), muitos outros parâmetros apresentam significativa influência na formação das rebarbas, podendo ser o material de trabalho e a ferramenta de corte, desgaste da ferramenta, geometria de corte, percursos e inclusive as condições de estabilidade da máquina utilizada.

Com isso, os parâmetros que afetam o desenvolvimento da rebarba não podem simplesmente ser diferenciados em fatores diretos e secundários. Isso ocorre devido aos vínculos e relações entre todos os parâmetros. O desenvolvimento dos processos é essencial para reduzir a formação das rebarbas, o que é possível através das informações da localização das rebarbas, os tipos e suas dimensões. Essas informações contribuem para a criação de um sistema de previsões, que podem ser usadas para a seleção apropriada das operações de rebarbação e servem como um aviso para os operadores. Nesse sentido, muitos esforços têm se

desenvolvido para compreender a formação das rebarbas (Ali *et al.*, 2009; Kumar; Bajpai; Singh, 2017; Yadav *et al.*, 2017).

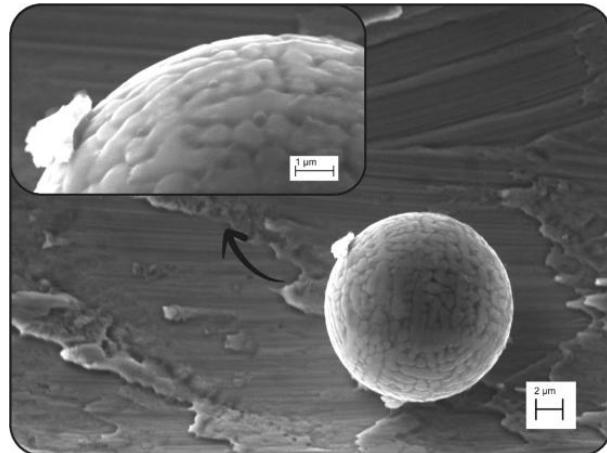
Portanto, as rebarbas são inevitáveis nos processos de microfresamento, mas sua ocorrência deve ser analisada, pois, para atender às especificações e requisitos de produtos na escala micrométrica, as rebarbas precisam ser evitadas facilitando as etapas seguintes. Esse caso é frequentemente citado na usinagem de componentes para aplicações médicas, como instrumentos cirúrgicos, onde as superfícies são extremamente intolerantes a rebarbas. A remoção dessas rebarbas em itens desta aplicação envolve máquinas especiais com programas numéricos que controlam robôs de alta sensibilidade e que realizam o processo de rebarbação (Jin *et al.*, 2020; Lauro *et al.*, 2015, 2018; Ribeiro Filho *et al.*, 2016).

De acordo com Bakpai *et al.* (2013), remover microrrebarbas é muito mais difícil que remover macrorrebarbas. Gillespie (1999) sugere quatro principais categorias para classificar as possíveis formas de rebarbação, sendo elas: mecânica, térmica, química e rebarbações elétricas, descritas em mais de 100 processos disponíveis. As informações contidas nas pesquisas permitem avaliar que não existem soluções atuais disponíveis para eliminar completamente as rebarbas dos processos de microfresamento. Entretanto, existem alguns meios de reduzir e controlar a formação das rebarbas que podem gratificantemente auxiliar os processos de rebarbação.

### 2.3.5 Cavaco esfera

Normalmente o tipo de cavaco encontrado no processo de microfresamento é do tipo segmentado ou contínuo podendo ser em fita ou helicoidal. Contudo, no trabalho apresentado por Oliveira *et al.* (2019), foi identificado cavaco esférico no microfresamento de canais no aço endurecido Inconel 718, conforme apresentado na Figura 28. De acordo com os autores, os principais mecanismos para formação deste tipo de cavaco são dois, sendo um deles a fusão do material devido ao atrito e, um segundo motivo é a ocorrência de oxidação exotérmica, e, em ambos os casos, são seguidos de altas taxas de resfriamento, o que gera uma superfície agressiva e dendrítica e com formato esferoidal.

**Figura 28** - Detalhes de uma esfera dendrítica.



**Fonte:** De Oliveira *et al.* (2019).

Para os autores Oliveira *et al.* (2019), a presença de oxigênio no cavaco esférico também é dada como uma característica de ocorrência do mesmo, pois este elemento não está presente no cavaco contínuo e segmentado. Os autores concluem que o cavaco esfera é formado devido à ocorrência de oxidação no mesmo momento em que o cavaco está perdendo calor de forma abrupta e, por isso, o mesmo adquire a geometria esférica e uma superfície dendrítica. Além disso, o trabalho propõe oito principais tipos de classificação deste cavaco, sendo eles: esfera de fadiga, esfera tipo camada, esfera de placa fina, esfera tipo dendrítica, esfera parcialmente formada, girino, esfera derretida e esfera oca.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo, serão apresentadas as informações sobre os procedimentos experimentais e a metodologia utilizada. Serão informados detalhes da máquina-ferramenta e dos equipamentos utilizados para realização dos ensaios.

Os procedimentos experimentais e os estudos deste trabalho foram desenvolvidos no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia.

#### 3.1 Caracterização do aço H13 laminado e DED

Os corpos de prova de aço H13 laminado foram tratados termicamente pelo processo de recozimento com a finalidade de homogeneizá-los. O procedimento consistiu no aquecimento uniforme até a temperatura de 690 °C mantendo neste patamar por um período de 3,5 horas em forno com atmosfera controlada, evitando a descarbonetação, em seguida foi submetido a

resfriamento lento até 480 °C, seguido de resfriamento no forno até temperatura ambiente, e sua dureza apresentou o valor médio de 188 HV e limite de resistência à tração de 755 Mpa (Silveira, 2021).

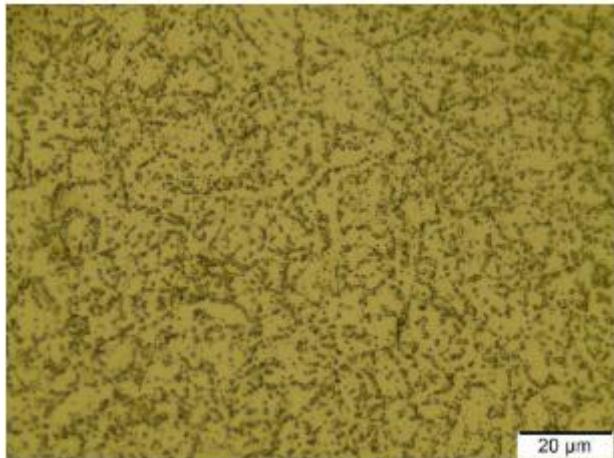
A composição química do H13 laminado foi avaliada através da técnica do espectrômetro de emissão ótica, modelo SPECTROMAXx, apresentada na Tabela 2, a seguir. Sua metalografia também foi realizada e apresentada na Figura 29, e, devido ao tratamento térmico dado ao material, é esperada a esferoidização dos carbonetos (Wang; Xu; Lu, 2020).

**Tabela 2** - Composição química do aço H13 laminado.

Elemento	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	V	Fe
Concentração (%)	0,38	0,91	0,30	5	1,27	0,31	0,85	90,5
ASM Handbook	0,32	0,80	0,20	4,75	1,10		0,80	
Vol.1	0,45	1,20	0,50	5,50	1,75	...	1,20	...

Fonte: própria autoria.

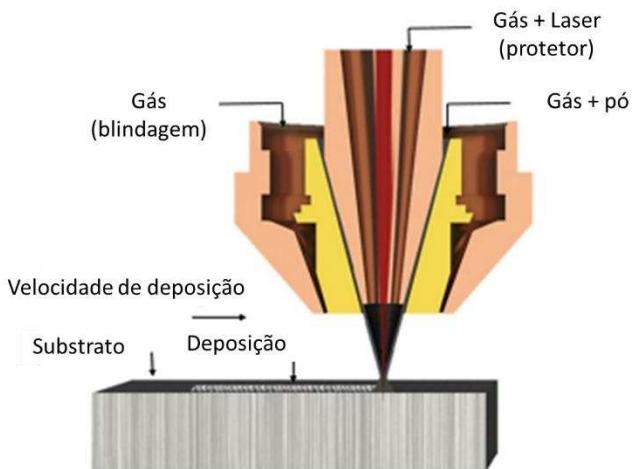
**Figura 29** - Metalografia do aço H13 laminado no estado recozido.



Fonte: própria autoria.

O material proveniente da Manufatura Aditiva (MA) é produzido pelo processo de Deposição de Energia Direcionada (DED). Nesse processo, o material é adicionado em forma de pó e fundido através de laser, utilizando gás (Argônio) para proteger a poça de fusão. Na Figura 30, a seguir, Barragan *et al.* (2021) apresentam um esquema do processo DED mostrando a localização dos principais elementos envolvidos.

**Figura 30** - Esquema do processo de Deposição por Energia Direcionada.



**Fonte:** Adaptado de Barragan *et al.* (2021).

Para a fabricação do material DED, utilizou-se um gás atomizado do aço H13 fabricado pela LPW Technology Ltd. A composição química deste pó foi realizada através da espectroscopia ótica de plasma acoplado indutivamente (VISTA Varian) e o elemento carbono foi determinado por combustão direta em um dispositivo LECO CS-844. A Tabela 3, a seguir, mostra a composição química do pó de H13 fornecida pelo fabricante (nominal) e a composição medida experimentalmente (medido). Ambas as composições estão dentro dos valores sugeridos por Steels (1993).

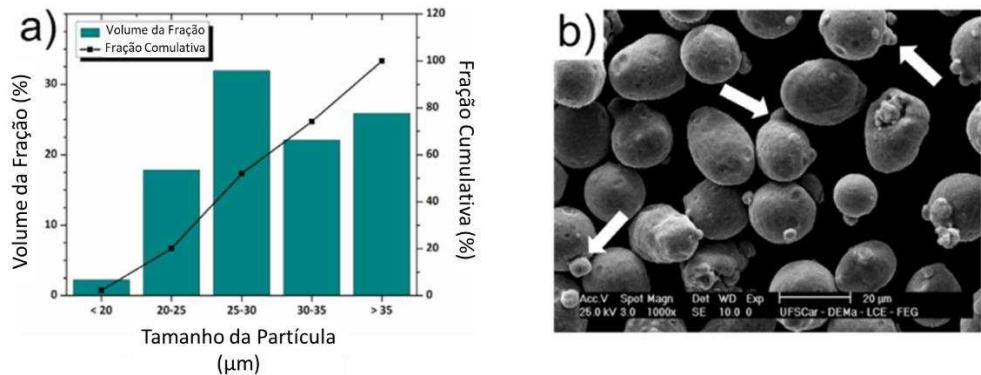
**Tabela 3** - Composição química (% peso) do pó de H13 usado.

	Fe	C	Mn	Si	Cr	V	W	Mo
Medido	Bal.	0,39	0,44	0,92	5,01	0,92	-	1,34
Nominal	Bal.	0,36	0,4	1,00	5,21	0,90	-	1,47

**Fonte:** Oliveira *et al.*, 2021.

A Figura 31 (a), a seguir, apresenta a distribuição do tamanho das partículas do pó. É possível observar que a maioria das partículas está entre 25-30  $\mu\text{m}$ , e 70% do pó é menor que 35  $\mu\text{m}$ . As morfologias das partículas foram observadas no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) apresentado na Fig. 31 (b). A morfologia do pó é, em sua maioria, esférica e com superfície relativamente rugosa. Ainda é possível notar a presença de partículas satélites, indicadas pela seta branca (Oliveira *et al.*, 2021).

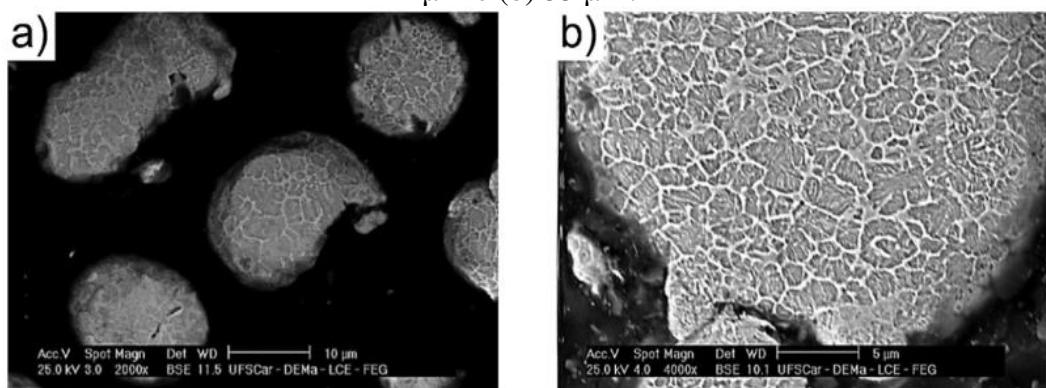
**Figura 31** - Distribuição granulométrica do pó de H13 comercial (a). Imagens do pó de H13 onde as setas indicam as partículas satélites (b).



**Fonte:** Adaptado de Oliveira *et al.* (2021).

A Figura 32, abaixo, mostra a microestrutura das partículas do pó de H13, onde a martensita é formada a partir de dendritos de austenita e coexiste com austenita retida, de acordo com os resultados obtidos pela difração de raios-x.

**Figura 32** - Micrografias do pó de H13 para as faixas de tamanho de partícula de (a) 20 e 25  $\mu\text{m}$  e (b) 35  $\mu\text{m}$ .



**Fonte:** Oliveira *et al.* (2021).

O material DED fornecido está em duas condições, sendo uma o estado com alívio de tensões e o outro temperado e revenido. O DED com alívio de tensão foi levado ao forno por duas horas a 650 °C, em seguida refrigerado até 500 °C no forno, depois levado para resfriamento ao ar. Para o DED temperado, o material foi aquecido até 1030 °C por 4 horas e refrigerado a óleo, em seguida o material passou por três subsequentes etapas de revenimento, onde o primeiro revenimento foi de 520 °C por duas horas, o segundo revenimento foi de 520 °C por duas horas e o terceiro de 600 °C por duas horas. O DED no estado alívio de tensão

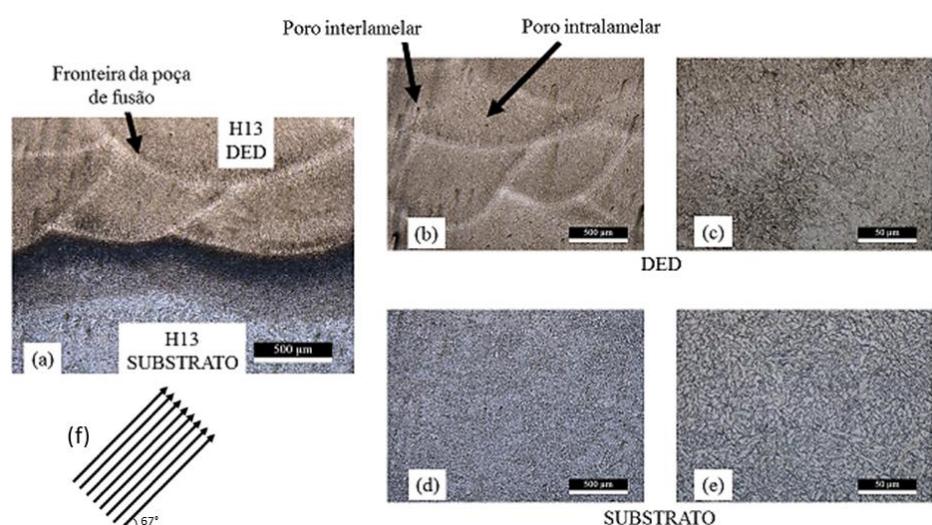
apresenta uma dureza igual a 50 HRC, e, para o DED temperado e revenido, a dureza obtida foi de 47 HRC.

O material DED foi adicionado em um substrato de H13, com isso, na Figura 33 (a), observa-se a fase de transição entre o material adicionado e o material de base, onde é possível verificar a zona termicamente afetada pelo processo de adição, ainda nessa mesma imagem é possível observar as poças de fusão.

Na Figura 33 (b), é dado destaque aos poros no material de adição, esse fenômeno é comum e é classificado como poro interlamelar, que ocorre entre as poças de fusão e é causado por problemas como a falta de fusão, esses poros não apresentam uma geometria definida. Ainda, na Figura 33 (b), é dado destaque aos poros intralamelares, esses se formam no interior da poça de fusão e têm geometria arredondada, sendo a consequência do aprisionamento de gases durante a adição do material (Dass; Moridi, 2019).

Na Figura 33 (c), é possível observar maior concentração de ripas martensíticas e carbonetos globulares. Na Figura 9 (d) e (e), é apresentada a microestrutura do substrato, onde é possível observar também a formação de ripas martensíticas e maior concentração de carbonetos globulares, comparando-se com o DED. A espessura de deposição definida na máquina foi de 30 um e a estratégia de deposição do tipo linear com ângulo de 67°, potência do feixe de laser com 750 W, velocidade de avanço de 600 mm/min e vazão mássica de 5,2 gr/min, conforme mostra da Figura 33 (f).

**Figura 33** - Metalografia do corpo de prova DED, onde (a) apresenta a interface entre o DED e o substrato, (b) e (c) metalografia do DED, e (d) e (e) a metalografia do substrato.



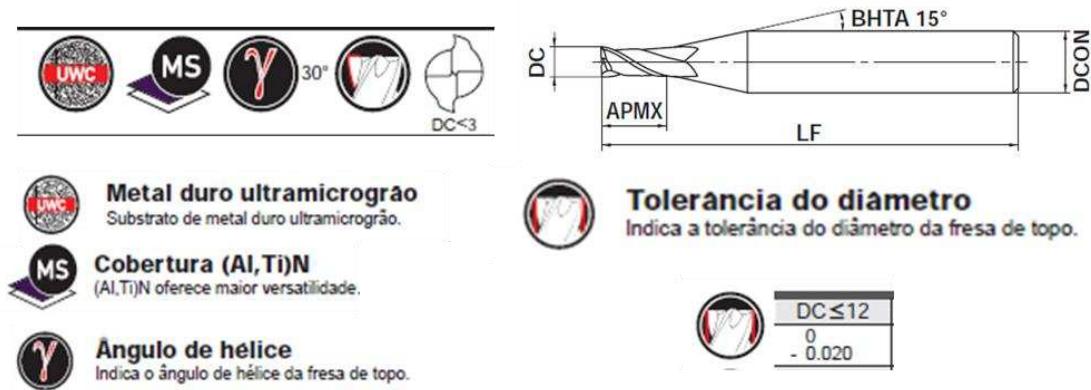
Fonte: própria autoria.

### 3.2 Microfresas

Todas as ferramentas utilizadas são previamente observadas no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) modelo TM3000, fabricado pela Hitachi High-Technologies®. Esta avaliação das ferramentas é importante para a verificação da integridade das mesmas, impedindo, assim, que ferramentas desgastadas ou até mesmo quebradas possam ser utilizadas nos ensaios, o que poderia comprometer todos os resultados que serão obtidos.

As microferramentas empregadas são de metal duro, fabricadas pela *Mitsubishi Materials*, revestidas com (Al, Ti)N e dureza de 3200 HV, diâmetro de corte (DC) igual a 400  $\mu\text{m}$ , comprimentos de corte (APMX) iguais a 600  $\mu\text{m}$  e 800  $\mu\text{m}$ , diâmetro (DCON) e comprimentos (LF) da haste iguais a 4 mm e 40 mm, respectivamente, e são constituídas por duas arestas de corte e por um ângulo de hélice de 30°. Esse ângulo tem limite de 20  $\mu\text{m}$ , acima disso, impossibilitará que a ferramenta não conseguirá atingir as tolerâncias exigidas no diâmetro, informação que limita os parâmetros investigatórios. Na Figura 34, podem ser observadas as ferramentas utilizadas, com a identificação de cada parâmetro geométrico especificado.

**Figura 34** - Informações e características técnicas da ferramenta Mitsubishi MS2MS.



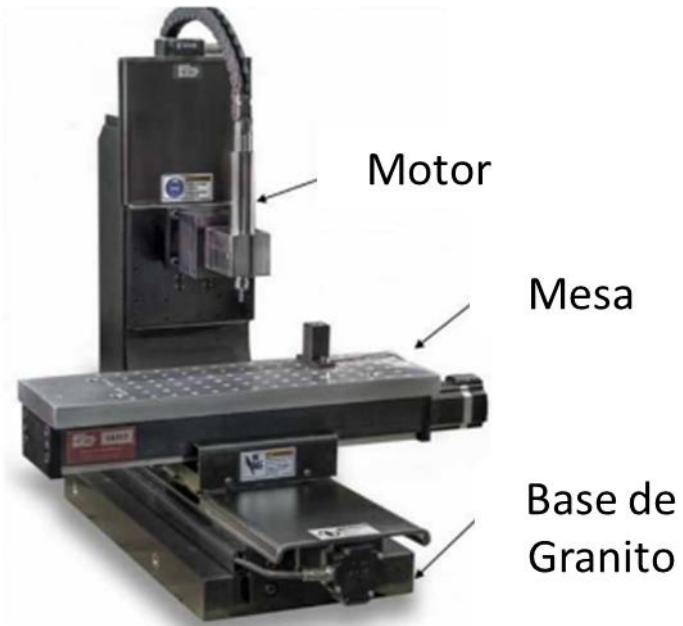
**Fonte:** Adaptado de Materials (2021).

### 3.3 Microfresadora

O laboratório LEPU é equipado com uma máquina-ferramenta modelo CNC Mini-mill/GX, fabricada pela *Minitech Machinery Corporation*®. Atualmente, a máquina possui rotação do eixo árvore máxima de 60000 rpm, porém é possível instalar um motor reserva que alcança os 80000 rpm. Ainda, ela tem a opção de trabalhar com até 4 eixos, e uma com resolução de precisão para o posicionamento igual a 0,1  $\mu\text{m}$ , a uma velocidade de avanço máximo de 1000

mm/min.. Com o objetivo de eliminar os ruídos externos causados por vibrações vindas de outras máquinas, a máquina se encontra sobre uma mesa inercial dimensionada para neutralizar vibrações externas. A Figura 35, a seguir, apresenta a máquina.

**Figura 35 - Microfresadora CNC Mini-mill/GX.**



**Fonte:** Adaptado de Minitech Machinery (2022).

### 3.4 Bomba de MQL

O aço H13 é um aço de difícil usinabilidade devido à presença dos elementos Cromo (Cr), Molibdênio (Mo) e Vanádio (V). Apesar das recentes investigações nesse material na literatura, é possível notar divergências a respeito dos parâmetros de corte, e principalmente da aplicação de fluídos de corte. Os pontos fortes das discussões são a respeito da capacidade desses fluidos em lubrificar e refrigerar, e também muito se discute sobre os impactos dos parâmetros corte na vida da ferramenta.

Basicamente, esta etapa consiste no microfresamento do material convencional, testando o entendimento das informações obtidas através do catálogo do fabricante e da literatura, bem como análise dos meios de aplicação do fluido de corte, como, por exemplo, viscosidade ideal, frequência de aplicação, pressão de ar da linha, ângulo e direção de aplicação. E com isso, pode-se obter o melhor arranjo para realização dos ensaios de comparação entre o material convencional e o manufaturado.

O laboratório dispõe da bomba de MQL fabricada pela Unist e apresentada na Figura 36 abaixo. Essa bomba deve ser previamente limpa, e todos os *o-rings* devem ser trocados, com objetivo de obter o melhor desempenho do sistema.

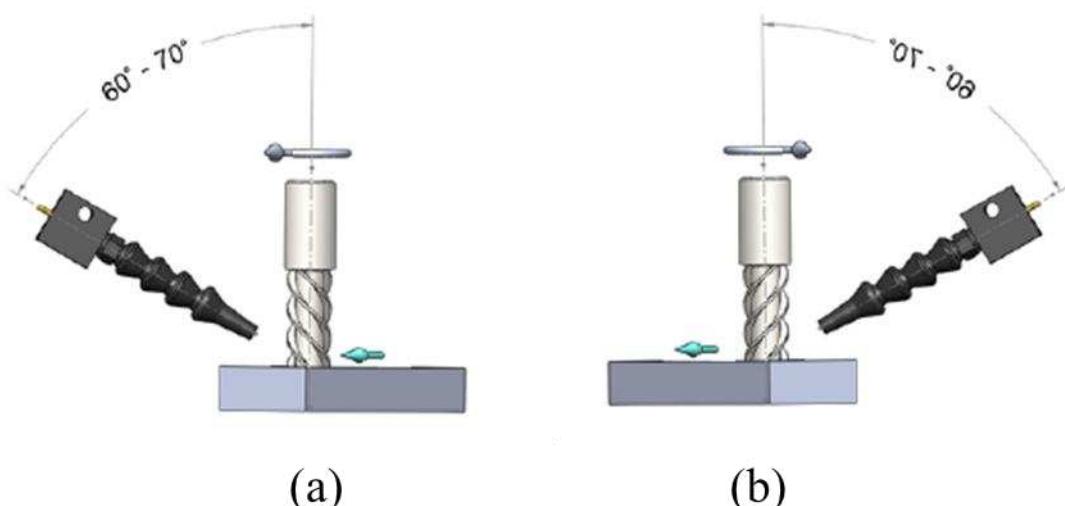
**Figura 36** - Sistema de lubrificação Coolubrificator JR da Unist.



**Fonte:** Unist (2020).

A respeito da aplicação de fluidos, tem-se discutido sobre o ângulo de aplicação do mesmo e o sentido de aplicação. A Figura 37 mostra as sugestões propostas pelo fabricante do sistema de fluido refrigeração.

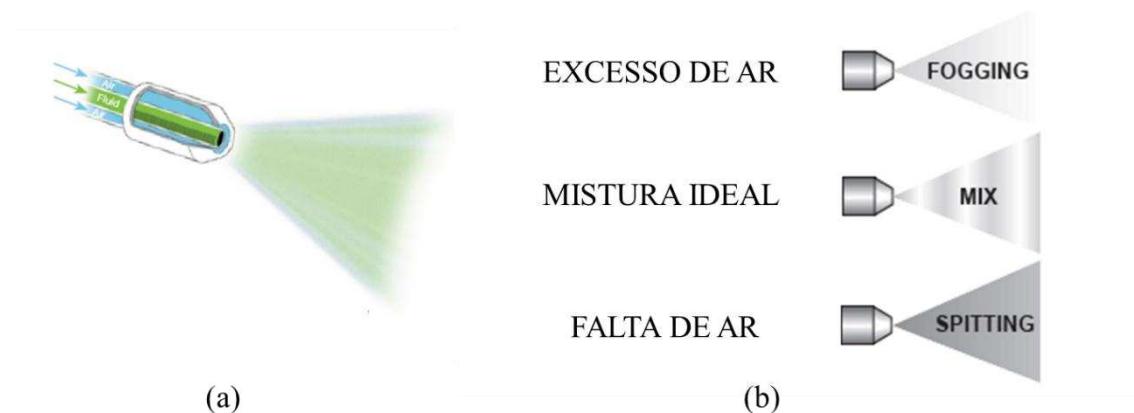
**Figura 37** - Ângulo e posição de aplicação do fluido de corte. Onde (a) na frente da ferramenta, (b) atrás da ferramenta.



**Fonte:** Adaptado de Unist (2020).

Ainda, o sistema de aplicação de fluido permite utilizar da técnica de misturar ar em alta pressão junto ao óleo, pulverizando a região de usinagem. Essa mistura, por sua vez, deve ser analisada e investigada. O sistema permite o controle da mistura, conforme apresentado na Figura 38, onde a Figura 38(a) mostra a mistura ar com óleo. É possível observar que o óleo vem através de um capilar dentro da mangueira de ar. Na Figura 38(b), aparecem as três opções de mistura.

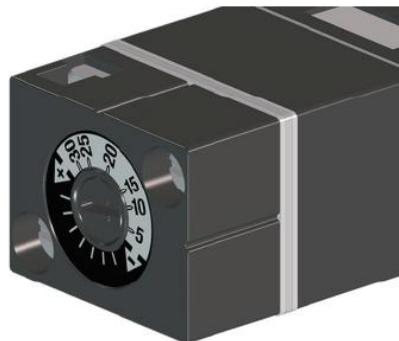
**Figura 38** - Aplicação da mistura ar com fluido de corte, (a) sistema de mistura e (b) três tipos possíveis de aplicação da mistura.



**Fonte:** Adaptado de Unist (2020).

Ainda para os processos de microfresamento, a frequência de aplicação do óleo na mistura tem grande impacto nos resultados, como vida de ferramenta, rugosidade e rebarbas. Por isso, uma das características importantes investigadas é a frequência com que a bomba injeta óleo na mistura. Estudos preliminares mostram que a maior frequência acarreta uma melhor aplicação da lubrificação da zona de usinagem. A Figura 39 mostra as opções de frequência do óleo, essa frequência é dada em número de pulsos da bomba por minutos.

**Figura 39** - Controle da frequência de aplicação do óleo por minuto.



**Fonte:** Adaptado de Unist (2020).

### 3.5 Ensaio de microfresamento

A seguir serão apresentados o arranjo experimental realizado e as características das análises feitas nessa pesquisa.

#### 3.5.1 Planejamento experimental e parâmetros de corte

Três fatores foram considerados no planejamento dos experimentos: velocidade de corte, material e comprimento de corte. Com o objetivo de determinar o efeito de cada fator na rugosidade superficial, foi utilizado um planejamento fatorial multinível. A Tabela 4 exibe todos os fatores e seus respectivos níveis. De acordo com o fornecedor da ferramenta de corte, as melhores condições de corte para o aço ferramenta H13 são a velocidade de corte de 50 m/min, avanço de 7,5  $\mu\text{m}$  e profundidade de corte de 10  $\mu\text{m}$ .

**Tabela 4** - Fatores e níveis utilizados nos experimentos.

Factores	Níveis									
Velocidade de corte [m/min]	20 31 50									
Material	Alívio de Tensão Temperado									
Comprimento de corte [mm]	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
Profundidade de corte [ $\mu\text{m}$ ]	40									
Avanço por dente [ $\mu\text{m}$ ]	10									

**Fonte:** própria autoria.

A seguir, a Tabela 5 exibe o planejamento fatorial multinível proposto. Sendo da seguinte forma:  $3^2 \cdot 10^1 = 90$  condições experimentais com uma réplica para cada condição, gerando um total de 180 experimentos.

**Tabela 5** - Arranjo experimental em blocos para todos os níveis experimentados.

TESTES							
Exp.	Fatores/Níveis			Exp.	Fatores/Níveis		
	Vc [m/min]	Mat.	C.		Vc [m/min]	Mat.	C.
1	20	L	10	91	20	L	10
2	20	L	20	92	20	L	20
3	20	L	30	93	20	L	30
4	20	L	40	94	20	L	40
5	20	L	50	95	20	L	50
6	20	L	60	96	20	L	60
7	20	L	70	97	20	L	70
8	20	L	80	98	20	L	80
9	20	L	90	99	20	L	90
10	20	L	100	100	20	L	100
11	20	DED AT	10	101	20	DED AT	10
12	20	DED AT	20	102	20	DED AT	20
13	20	DED AT	30	103	20	DED AT	30
14	20	DED AT	40	104	20	DED AT	40
15	20	DED AT	50	105	20	DED AT	50
16	20	DED AT	60	106	20	DED AT	60
17	20	DED AT	70	107	20	DED AT	70
18	20	DED AT	80	108	20	DED AT	80
19	20	DED AT	90	109	20	DED AT	90
20	20	DED AT	100	110	20	DED AT	100
21	20	DED T	10	111	20	DED T	10

TESTES								
Exp.	Fatores/Níveis				Exp.	Fatores/Níveis		
	Vc [m/min]	Mat.	C.	Vc [m/min]		Mat.	C.	
22	20	DED T	20		112	20	DED T	20
23	20	DED T	30		113	20	DED T	30
24	20	DED T	40		114	20	DED T	40
25	20	DED T	50		115	20	DED T	50
26	20	DED T	60		116	20	DED T	60
27	20	DED T	70		117	20	DED T	70
28	20	DED T	80		118	20	DED T	80
29	20	DED T	90		119	20	DED T	90
30	20	DED T	100		120	20	DED T	100
31	31	L	10		121	31	L	10
32	31	L	20		122	31	L	20
33	31	L	30		123	31	L	30
34	31	L	40		124	31	L	40
35	31	L	50		125	31	L	50
36	31	L	60		126	31	L	60
37	31	L	70		127	31	L	70
38	31	L	80		128	31	L	80
39	31	L	90		129	31	L	90
40	31	L	100		130	31	L	100
41	31	DED AT	10		131	31	DED AT	10
42	31	DED AT	20		132	31	DED AT	20
43	31	DED AT	30		133	31	DED AT	30
44	31	DED AT	40		134	31	DED AT	40
45	31	DED AT	50		135	31	DED AT	50
46	31	DED AT	60		136	31	DED AT	60

**TESTES**

Exp.	Fatores/Níveis			Exp.	Fatores/Níveis		
	Vc [m/min]	Mat.	C.		Vc [m/min]	Mat.	C.
47	31	DED AT	70	137	31	DED AT	70
48	31	DED AT	80	138	31	DED AT	80
49	31	DED AT	90	139	31	DED AT	90
50	31	DED AT	100	140	31	DED AT	100
51	31	DED T	10	141	31	DED T	10
52	31	DED T	20	142	31	DED T	20
53	31	DED T	30	143	31	DED T	30
54	31	DED T	40	144	31	DED T	40
55	31	DED T	50	145	31	DED T	50
56	31	DED T	60	146	31	DED T	60
57	31	DED T	70	147	31	DED T	70
58	31	DED T	80	148	31	DED T	80
59	31	DED T	90	149	31	DED T	90
60	31	DED T	100	150	31	DED T	100
61	50	L	10	151	50	L	10
62	50	L	20	152	50	L	20
63	50	L	30	153	50	L	30
64	50	L	40	154	50	L	40
65	50	L	50	155	50	L	50
66	50	L	60	156	50	L	60
67	50	L	70	157	50	L	70
68	50	L	80	158	50	L	80
69	50	L	90	159	50	L	90
70	50	L	100	160	50	L	100
71	50	DED AT	10	161	50	DED AT	10

<b>TESTES</b>								
<b>Exp.</b>	<b>Fatores/Níveis</b>				<b>Exp.</b>	<b>Fatores/Níveis</b>		
	<b>Vc [m/min]</b>	<b>Mat.</b>	<b>C.</b>			<b>Vc [m/min]</b>	<b>Mat.</b>	<b>C.</b>
72	50	DED AT	20		162	50	DED AT	20
73	50	DED AT	30		163	50	DED AT	30
74	50	DED AT	40		164	50	DED AT	40
75	50	DED AT	50		165	50	DED AT	50
76	50	DED AT	60		166	50	DED AT	60
77	50	DED AT	70		167	50	DED AT	70
78	50	DED AT	80		168	50	DED AT	80
79	50	DED AT	90		169	50	DED AT	90
80	50	DED AT	100		170	50	DED AT	100
81	50	DED T	10		171	50	DED T	10
82	50	DED T	20		172	50	DED T	20
83	50	DED T	30		173	50	DED T	30
84	50	DED T	40		174	50	DED T	40
85	50	DED T	50		175	50	DED T	50
86	50	DED T	60		176	50	DED T	60
87	50	DED T	70		177	50	DED T	70
88	50	DED T	80		178	50	DED T	80
89	50	DED T	90		179	50	DED T	90
90	50	DED T	100		180	50	DED T	100

**Fonte: própria autoria.**

Para uma completa lubrificação da região de corte, o ângulo do bico da bomba de MQL ficou compreendido entre 60º e 70º em relação à superfície, o óleo empregado foi

### 3.5.2 Preparação da superfície

A superfície a ser usinada foi cuidadosamente preparada com o objetivo de garantir o mínimo de desvios de paralelismo e perpendicularidade entre a ferramenta e a peça. Para isso, na própria microfresadora, a superfície foi fresada utilizando uma fresa de topo com 3 mm de diâmetro e duas arestas de corte e com parâmetros de velocidade de corte de 50 m/min, velocidade de avanço de 50 mm/min e profundidade de corte de 0,005 mm (5  $\mu\text{m}$ ), sendo que após realizado o nivelamento foi efetuado um passe de acabamento com profundidade de 0,001 mm (1  $\mu\text{m}$ ).

Além desses, outros fatores são importantes como a temperatura da sala de trabalho (deve ser climatizada com o ar condicionado). O desgaste da ferramenta de preparação da amostra (fresa de 3 mm) tem influência nas rebarbas do tipo de topo obtidas nos canais. Também, o sentido de movimentação dos eixos da máquina tem influência, dado o desalinhamento dos eixos, o que é comum em fresadoras. Por fim, é importante também o sentido de fabricação dos canais que deve ser no sentido do batente fixo da morsa, para evitar possível acomodação do corpo de prova, dentre outros fatores de menor relevância que foram analisados juntamente com os pré-testes.

### 3.6 Medições

A análise quantitativa proposta nesse estudo é a investigação da Rugosidade média ( $R_a$ ) que foi realizada através de um perfilômetro fabricado pela Taylor Hobson®, modelo *Form Talysurf Intra*, que possui resolução de 16 nm. O perfilômetro se localiza sobre uma mesa inercial, para diminuir a influência de vibrações externas durante a medição. Na Figura 40 tem-se a imagem do perfilômetro.

**Figura 40** - Perfilômetro Taly Surf, fabricado pela Taylor Robson.



**Fonte: própria autoria.**

As análises qualitativas das rebarbas, presença de esferas e porosidade foram realizadas através do MEV modelo Hitachi TM3000 que é apresentado na Figura 41, a seguir, que permite aumentos na magnitude de 15x até 30 000x e com uma tensão de aceleração dos elétrons de 5 kV, 15 kV e o modo analy. Além disso, o equipamento possui autofocus, brilho e contraste automático (mas que podem ser ajustados pelo usuário) e permite a visualização em diferentes modos, sendo eles: Compo, *Shadow 1*, *Shadow 2* e Topo. Ainda, os eixos do equipamento permitem movimentações precisas de ordem de 17,5 mm nos eixos (Hitachi High-Technologies Corporation, 2013).

**Figura 41 - MEV Hitachi TM 3000.**



**Fonte: própria autoria.**

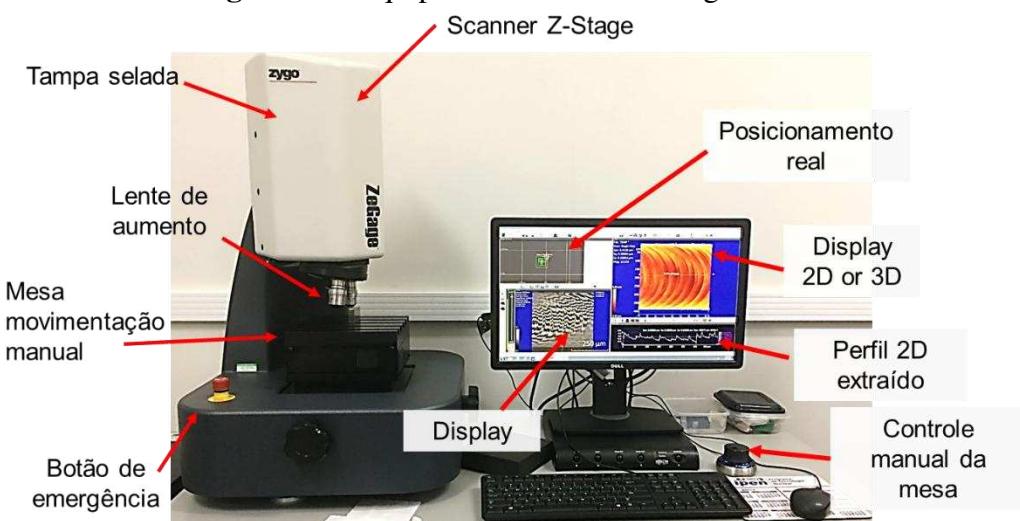
ZYGO's ZeGage™ 3D perfilômetro óptico foi utilizado com o objetivo de analisar os poros detectados na superfície. A técnica do perfilômetro óptico 3D é baseada na interferometria de varredura de coerência, que usa luz branca para medir a altura em uma superfície. Uma fonte de luz direciona a luz branca através da lente objetiva e o feixe de luz é

dividido por um divisor de feixe. Parte do feixe é refletida para a amostra e parte para um espelho de referência muito liso (com uma rugosidade conhecida), dentro da lente objetiva.

Os sinais são, portanto, recombinaados por um detector. No entanto, eles são suscetíveis a interferências construtivas ou destrutivas. Essas interferências construtivas ou destrutivas gerarão franjas que são capturadas pela câmera. Essas franjas com diferentes escalas de cinza estão relacionadas às diferentes alturas sobre a superfície da amostra (Milagre *et al.*, 2022).

A Figura 42, a seguir, apresenta o perfilômetro óptico da Zygo utilizado, bem como a imagem que é obtida pelo mesmo.

**Figura 42 - Equipamento ZYGO ZeGage™ 3D.**



Fonte: própria autoria.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 Rugosidade média (Ra)

Considerando um planejamento factorial multinível completo que combina os fatores de controle investigados, tem-se a Tabela 6, a seguir, onde são apresentados os resultados experimentais obtidos no microfresamento do aço H13 laminado e proveniente da manufatura aditiva, utilizando microfresas de topo reto com diferentes velocidades ao longo de um determinado comprimento de corte.

**Tabela 6** - Planejamento e resultados experimentais.

Exp.	Teste				Réplica				
	Fatores/Níveis		Resposta		Fatores/Níveis		Resposta		
	Vc [m/min]	Mat.	C.	Ra (µm)	Vc [m/min]	Mat.	C.	Ra (µm)	
1	20	L	10	0.1251	91	20	L	10	0.0903
2	20	L	20	0.1100	92	20	L	20	0.0911
3	20	L	30	0.1115	93	20	L	30	0.0830
4	20	L	40	0.1116	94	20	L	40	0.0838
5	20	L	50	0.0976	95	20	L	50	0.0862
6	20	L	60	0.1069	96	20	L	60	0.0790
7	20	L	70	0.1075	97	20	L	70	0.0802
8	20	L	80	0.1022	98	20	L	80	0.0823
9	20	L	90	0.1095	99	20	L	90	0.0813
10	20	L	100	0.1095	100	20	L	100	0.0815
11	20	DED AT	10	0.1157	101	20	DED AT	10	0.1306
12	20	DED AT	20	0.1072	102	20	DED AT	20	0.1214
13	20	DED AT	30	0.1256	103	20	DED AT	30	0.1175
14	20	DED AT	40	0.1192	104	20	DED AT	40	0.1219
15	20	DED AT	50	0.1274	105	20	DED AT	50	0.1233
16	20	DED AT	60	0.1233	106	20	DED AT	60	0.1143
17	20	DED AT	70	0.1208	107	20	DED AT	70	0.1175
18	20	DED AT	80	0.1099	108	20	DED AT	80	0.1047
19	20	DED AT	90	0.1140	109	20	DED AT	90	0.1086
20	20	DED AT	100	0.1047	110	20	DED AT	100	0.1062
21	20	DED T	10	0.2811	111	20	DED T	10	0.1915
22	20	DED T	20	0.2182	112	20	DED T	20	0.1783
23	20	DED T	30	0.2189	113	20	DED T	30	0.1601
24	20	DED T	40	0.1771	114	20	DED T	40	0.1651
25	20	DED T	50	0.1723	115	20	DED T	50	0.1812
26	20	DED T	60	0.1520	116	20	DED T	60	0.1851
27	20	DED T	70	0.1274	117	20	DED T	70	0.1942
28	20	DED T	80	0.1334	118	20	DED T	80	0.1985
29	20	DED T	90	0.1295	119	20	DED T	90	0.1763
30	20	DED T	100	0.1277	120	20	DED T	100	0.1819

31	31	L	10	0.1058	121	31	L	10	0.1440
32	31	L	20	0.1134	122	31	L	20	0.1309
33	31	L	30	0.0933	123	31	L	30	0.1185
34	31	L	40	0.1024	124	31	L	40	0.1150
35	31	L	50	0.0978	125	31	L	50	0.1117
36	31	L	60	0.0940	126	31	L	60	0.1130
37	31	L	70	0.1006	127	31	L	70	0.1021
38	31	L	80	0.1110	128	31	L	80	0.0905
39	31	L	90	0.0997	129	31	L	90	0.0875
40	31	L	100	0.1162	130	31	L	100	0.0861
41	31	DED AT	10	0.0739	131	31	DED AT	10	0.1325
42	31	DED AT	20	0.0777	132	31	DED AT	20	0.0988
43	31	DED AT	30	0.0859	133	31	DED AT	30	0.1023
44	31	DED AT	40	0.0795	134	31	DED AT	40	0.0933
45	31	DED AT	50	0.0792	135	31	DED AT	50	0.0951
46	31	DED AT	60	0.0805	136	31	DED AT	60	0.0872
47	31	DED AT	70	0.0854	137	31	DED AT	70	0.0946
48	31	DED AT	80	0.0871	138	31	DED AT	80	0.0933
49	31	DED AT	90	0.0893	139	31	DED AT	90	0.1019
50	31	DED AT	100	0.0881	140	31	DED AT	100	0.0969
51	31	DED T	10	0.1548	141	31	DED T	10	0.1358
52	31	DED T	20	0.1571	142	31	DED T	20	0.1375
53	31	DED T	30	0.1555	143	31	DED T	30	0.1289
54	31	DED T	40	0.1455	144	31	DED T	40	0.1345
55	31	DED T	50	0.1460	145	31	DED T	50	0.1614
56	31	DED T	60	0.1428	146	31	DED T	60	0.1331
57	31	DED T	70	0.1317	147	31	DED T	70	0.1364
58	31	DED T	80	0.1359	148	31	DED T	80	0.1320
59	31	DED T	90	0.1333	149	31	DED T	90	0.1264
60	31	DED T	100	0.1369	150	31	DED T	100	0.1242
61	50	L	10	0.1719	151	50	L	10	0.1562
62	50	L	20	0.1469	152	50	L	20	0.1191
63	50	L	30	0.1499	153	50	L	30	0.1133

64	50	L	40	0.1216	154	50	L	40	0.1305
65	50	L	50	0.1124	155	50	L	50	0.0926
66	50	L	60	0.1015	156	50	L	60	0.0897
67	50	L	70	0.1077	157	50	L	70	0.0788
68	50	L	80	0.1035	158	50	L	80	0.0747
69	50	L	90	0.0864	159	50	L	90	0.0800
70	50	L	100	0.0854	160	50	L	100	0.0771
71	50	DED AT	10	0.1290	161	50	DED AT	10	0.1073
72	50	DED AT	20	0.1461	162	50	DED AT	20	0.0975
73	50	DED AT	30	0.1127	163	50	DED AT	30	0.1054
74	50	DED AT	40	0.1176	164	50	DED AT	40	0.0994
75	50	DED AT	50	0.1120	165	50	DED AT	50	0.1054
76	50	DED AT	60	0.0994	166	50	DED AT	60	0.1097
77	50	DED AT	70	0.1117	167	50	DED AT	70	0.1089
78	50	DED AT	80	0.0917	168	50	DED AT	80	0.1097
79	50	DED AT	90	0.1017	169	50	DED AT	90	0.1067
80	50	DED AT	100	0.0964	170	50	DED AT	100	0.1067
81	50	DED T	10	0.1314	171	50	DED T	10	0.2006
82	50	DED T	20	0.1343	172	50	DED T	20	0.1966
83	50	DED T	30	0.1298	173	50	DED T	30	0.1820
84	50	DED T	40	0.2157	174	50	DED T	40	0.1609
85	50	DED T	50	0.2247	175	50	DED T	50	0.1458
86	50	DED T	60	0.2247	176	50	DED T	60	0.1586
87	50	DED T	70	0.1707	177	50	DED T	70	0.1651
88	50	DED T	80	0.1791	178	50	DED T	80	0.1704
89	50	DED T	90	0.1637	179	50	DED T	90	0.1602
90	50	DED T	100	0.1608	180	50	DED T	100	0.1580

**Fonte:** Autoria própria.

Na Tabela 6, acima, constam todo o planejamento experimental e os resultados obtidos, sendo possível verificar que os resultados de rugosidade média (Ra) apresentam valores entre 0,0739 (experimento 41, velocidade de corte 31 m/min, material DED AT, comprimento de usinagem 10 mm) e 0,2811 (experimento 21, velocidade de corte 20 m/min, material DED T, comprimento de usinagem 10 mm). De acordo com a norma ABNT NBR 8404 (1984), esses

valores abrangem desde a classe N2 até a N4, com resultados obtidos para processos de polimento, lapidação, *superfinish* e retificação para os valores maiores ( $R_a = 0,2$ ).

Para Ding *et al.* (2010), que avaliaram o fresamento convencional (macro) do aço H13 com velocidades de corte entre 100 e 160 m/min, avanço por dente em 0,04 e 0,16 mm/revolução, largura de corte variando entre 0,5 e 2 mm e profundidade de corte variando entre 1 à 4 mm, foram encontrados valores de rugosidade média ( $R_a$ ) variando entre 0,242 até 0,594  $\mu\text{m}$ . Ozel *et al.* (2005) avaliaram a influência da dureza do material no torneamento do aço H13, encontrando valores de rugosidade média  $R_a$  variando entre 0,3 até 1,4  $\mu\text{m}$  em seus resultados.

No trabalho apresentado por Muhammad *et al.* (2021), foi avaliado o efeito de diferentes velocidades de corte (variando de 8 até 12 m/min), avanço (0,2 até 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ), profundidade de corte (30 até 90  $\mu\text{m}$ ) e três diferentes tipos de cobertura (AlTiN, nACo e TiSiN) na resposta rugosidade média ( $R_a$ ) e formação de rebarbas durante o microfresamento do Inconel 718. Os valores de  $R_a$  obtidos variam entre 0,097 e 0,487  $\mu\text{m}$ . Ainda, Gomes *et al.* (2020) avaliaram a influência do comprimento de corte de microfresas no microfresamento do aço AISI 316L na resposta rugosidade média ( $R_a$ ), com velocidades de corte variando entre 50 à 75 m/min, avanço por dente fixo de 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , profundidade de corte de 40  $\mu\text{m}$ , encontrando valores de rugosidade média ( $R_a$ ) variando entre 0,1241 até 0,2569  $\mu\text{m}$ .

O trabalho apresentado por Lauro *et al.* (2014) teve como foco o estudo da influência do tamanho de grão austenítico na qualidade superficial durante o processo de microfresamento do aço endurecido H13. Os testes foram realizados com velocidades de corte de 33 e 77 m/min, profundidade de 25  $\mu\text{m}$  e avanço por dente de 1 e 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ . Os valores de  $R_a$  encontrados variaram entre 0,132 e 0,223  $\mu\text{m}$ .

Aramcharoen *et al.* (2008) identificaram a influência de coberturas de microfresas no processo de microfresamento do aço endurecido H13. As coberturas investigadas foram TiN, TiCN, TiAlN, CrN e CrTiAlN, com os parâmetros de corte fixos sendo velocidade de corte 47 m/min, profundidade de corte 20  $\mu\text{m}$  e avanço por dente de 0,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ . O melhor valor de rugosidade média obtido foi de 0,012  $\mu\text{m}$  para a cobertura de CrN, e o maior valor de  $R_a$  foi de 0,035  $\mu\text{m}$  para CrTiAlN, enquanto para a cobertura de TiAlN o valor de  $R_a$  encontrado foi de 0,03  $\mu\text{m}$ .

O artigo apresentado por Brito *et al.* (2023) correlacionou a análise de sinais (vibração) com a resposta da rugosidade média ( $R_a$ ) no microfresamento do 316L e Inconel 718. Os autores observaram que o aumento da velocidade de corte aumentou também a rugosidade média, e que a menor rugosidade encontrada nos testes foi de 0,150  $\mu\text{m}$ , onde foi empregada

uma velocidade de corte de 50,3 m/min, avanço por dente de 5  $\mu\text{m}$ /dente, profundidade de corte de 40  $\mu\text{m}$  e condição de fluido aplicado conforme a técnica de MQL a uma pressão de 2,27 bar e uma vazão de 270 ml/h de fluído.

Já Roushan *et al.* (2022) avaliaram a influência de diferentes técnicas de lubrificação (Seco, MQL puro, MQL com 0,25% de CuO e 1% de CuO) com diferentes coberturas AlTiN, TiAlN e sem cobertura no microfresamento da liga Ti-6Al-4V. As condições experimentais foram velocidade de corte 47 m/min, avanço por dente de 4  $\mu\text{m}$ /dente e profundidade de corte de 60  $\mu\text{m}$ . As condições de fluidos foram uma vazão de 50 ml/h a 3 bar de pressão. Em seus resultados, foram observados valores de rugosidade média Ra em torno de 0,45  $\mu\text{m}$  para a ferramenta sem cobertura e corte a seco e de 0,05  $\mu\text{m}$  para a cobertura de AlTiN em condições de fluido com 0,25% de CuO. Os autores ainda concluem que independentemente da cobertura, ou mesmo sem ela, a utilização de MQL promoveu melhor topografia de superfícies.

Ainda no trabalho desenvolvido por Axinte e Dewes (2002) foi avaliada a integridade superficial do aço H13 com altas taxas de rotação e ferramenta do tipo *ball nose*, revestida de TiAlN, onde através do planejamento fatorial completo, os autores investigaram diferentes fatores como velocidades de corte e avanço por dente na resposta da rugosidade média (Ra). Nos resultados, os valores de Ra variam entre 0,36  $\mu\text{m}$  até 2,18  $\mu\text{m}$ . Para os autores, esses valores estão dentro da faixa requisitada em componentes como matrizes de forjamento e moldes para injeção de borracha e plástico. Também observaram que a rugosidade média (Ra) tende a cair ao longo do comprimento de usinagem.

Para Ozcelik e Bayramonglu (2005), a rugosidade superficial é o requisito mais importante em processos de usinagem, e está diretamente relacionada com o desgaste da ferramenta. A determinação dos parâmetros de corte ideais é muito importante para obter as menores rugosidades e maior vida útil da ferramenta, e, para isso, os modelos estatísticos são desenvolvidos para predizer a rugosidade superficial. Para Dolinšek, Ekinović e Kopač (2004), o uso de altas taxas de corte nos processos de usinagem é caracterizado pela alta produtividade, boa qualidade superficial e tolerâncias dimensionais. Ainda, as tecnologias presentes no universo da usinagem permitem operações com acabamentos superficiais que não necessitam de subsequente retificação ou processo similar de acabamento.

A otimização da rugosidade está ligada ao desempenho de ferramentas como moldes e matrizes, como, por exemplo, o atrito, a fadiga térmica, desgaste, transferência de calor, resistência mecânica, capacidade de distribuir e reter lubrificantes e capacidade de aceitar coberturas. Por isso, a qualidade superficial impacta no escoamento do material dentro de um

molde ou matriz (Elbestawi *et al.*, 1997; Ozcelik; Bayramonglu, 2005; Dolinšek, Ekinović e Kopač, 2004).

A Tabela 7 apresenta os resultados obtidos da análise de variância (ANOVA) para a rugosidade Ra, sendo o nível de significância considerado igual a 0,05. O valor P inferior a 0,05 (5%) mostra quais condições são significativas, e o parâmetro Frazão foi calculado pela relação entre os quadrados médios ajustados de cada fator que foi ajustado para o erro quadrado médio. Os valores sublinhados na Tabela 7, a seguir, representam os fatores e interações que foram significativos no parâmetro de resposta e gráficos que foram plotados. Os principais efeitos para velocidade de corte (Vc) e material não foram plotados, pois é possível analisá-los melhor com as interações que ocorreram entre os mesmos parâmetros de entrada. O coeficiente R<sup>2</sup> fornece uma medida de variabilidade dos valores observados na resposta que pode ser explicada pelos fatores controláveis e suas interações. Um coeficiente para R<sup>2</sup> próximo a 1 (ou 100%) sugere um modelo de maior capacidade preditiva.

**Tabela 7** - Análise de variância (ANOVA) para rugosidade média (Ra).

Fatores	F razão	P valor
Velocidade de corte [m/min]	13,98	<b>0,000</b>
Material	<b>148,97</b>	<b>0,000</b>
<u>Comprimento de corte [mm]</u>	3,31	<b>0,002</b>
<b>Interações duplas</b>		
<u>Vc * material</u>	7,20	<b>0,000</b>
Vc * Comprimento de corte	0,24	0,999
Material * Comprimento de corte	0,49	0,957
<b>Interações triplas</b>		
Vc * material * comprimento de corte	0,85	0,704
<b>R<sup>2</sup></b>	82,63%	

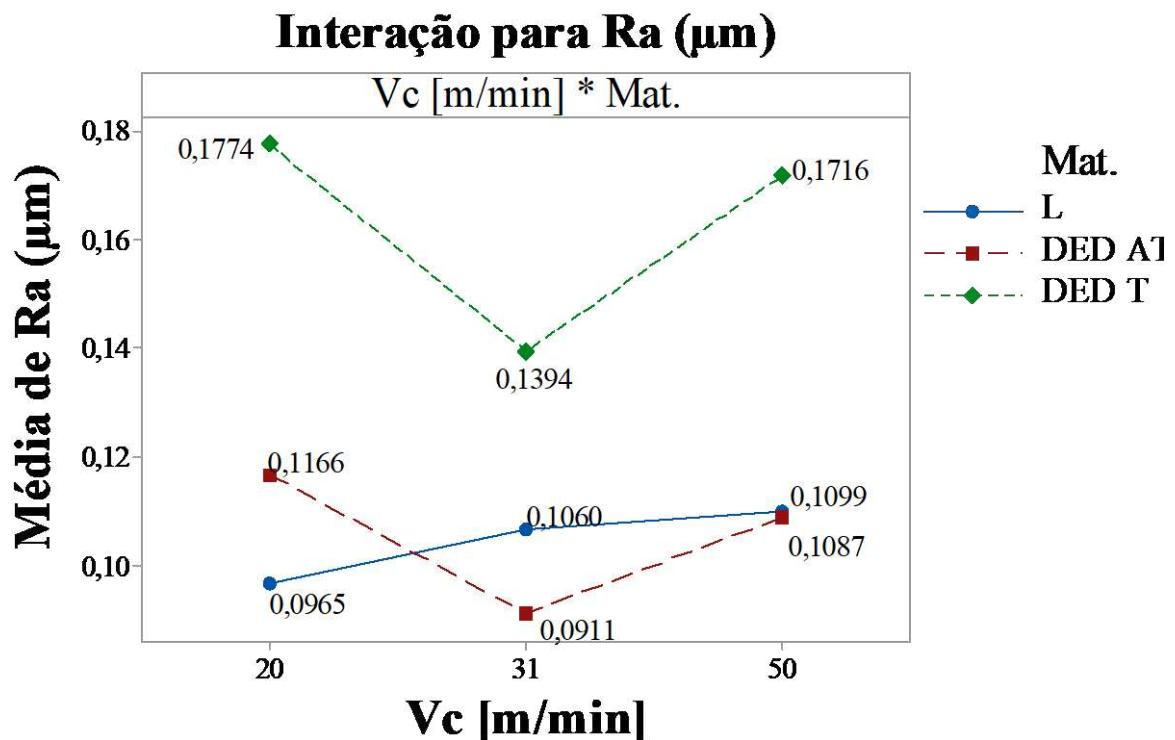
**Fonte:** Autoria própria.

Os resultados experimentais são exibidos nos gráficos de efeito principal e interação, mostrando a variação dos efeitos significativos. Os principais efeitos e gráficos de interação foram definidos para ilustrar os fatores que influenciaram os resultados experimentais e os valores com variações significativas na otimização do processo. Pode-se sustentar que a interação existe quando a variação da média da resposta depende do nível de um segundo fator.

A visualização da interação entre dois ou mais fatores experimentais de entrada na resposta é feita pelos gráficos de interações, permitindo uma posterior comparação da significância relativa dos efeitos.

A Figura 43, a seguir, mostra a interação para rugosidade média (Ra), considerando velocidade de corte (Vc) *versus* material, onde se pode notar que a faixa de valores para rugosidade média (Ra) foi de 0,0965 a 0,1774. O efeito de interação é confirmado não apenas com base no valor P da Tabela 7, mas também com base nas duas linhas que apresentam comportamentos diferentes. Para o Temperado H13 DED, os resultados para velocidade de corte 20 e 50 [m/min] foram muito próximos. De acordo com os resultados, no microfresamento do material H13 DED T, a rugosidade média (Ra) diminui para 22%, alterando a velocidade de corte (Vc) de 20 para 31 [m/min]. Por outro lado, quando a mesma mudança na velocidade de corte (Vc) é fornecida para o material Laminado, ocorreu um aumento de 9%. Basicamente, o aumento da velocidade de corte aumenta a rugosidade média para o material laminado. Para o DED AT, a diferença entre a velocidade de corte de 20 a 50 [m/min] é de 7%, quando muda de 20 para 31 [m/min] a rugosidade diminui 22%.

**Figura 43** - Gráfico de interação para rugosidade média (Ra) considerando velocidade de corte (Vc) e material.



É importante ressaltar que, apesar de a velocidade de corte de 31 [m/min] proporcionar uma diminuição na rugosidade média (Ra) para ambos os materiais DED, para o material laminado, o melhor resultado foi com 20 [m/min]. A diferença de rugosidade média (Ra), considerando todas as velocidades de corte testadas, foi em média de 35% entre DED T e DED AT. Também a diferença entre DED AT e o material Laminado foi de 17% para 20 [m/min] e 14% para 31 [m/min], enquanto para 50 [m/min] não há diferença significativa entre o DED AT e Laminado. Além disso, pode-se observar que a velocidade de corte de 31 [m/min] proporciona menor rugosidade média (Ra) para os materiais DED, demonstrando que a velocidade de corte tem forte influência nas principais respostas no processo de microfresamento.

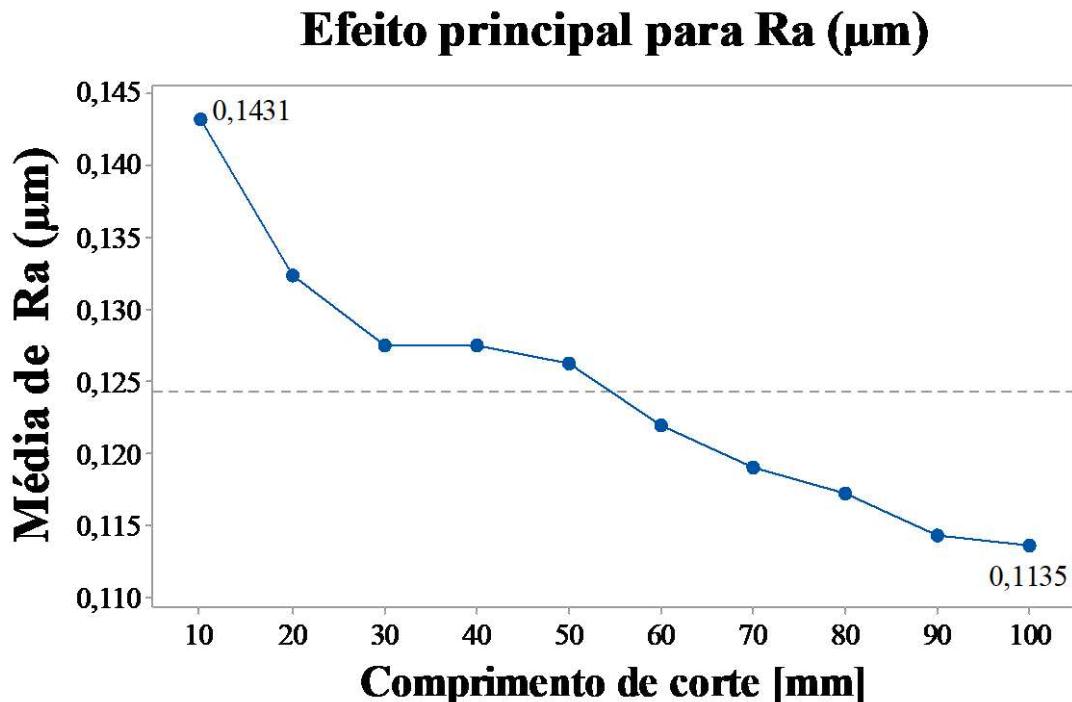
Oliaei e Karpat (2017) analisaram o processo de microfresamento em Ti6Al4V e constataram que o aumento da velocidade de corte não melhora a qualidade da superfície. De acordo com Park e Malekian (2009), o mecanismo de corte no processo de microfresamento passa por mecanismos de conformação (arrasto) e cisalhamento, e, por isso, o Ra é a principal resposta no processo de macro e microfresamento. Ra é o resultado para todos os fatores e seus respectivos níveis, pois é responsável por analisar a rugosidade da superfície e também é o parâmetro mais comum em indústrias de máquinas. Os autores Simoneau e Elbestawi (2007) investigaram o efeito do tamanho e orientação do grão durante o microcorte do aço AISI 1045, e, em suas observações, as marcas deixadas na superfície são dependentes do tamanho de grão do material da peça, o que afeta a rugosidade da superfície. Recentemente, Yang, Zhang e Bai (2022) concluíram que, no processo de microcorte, as condições da peça não são desprezíveis, pois estão diretamente ligadas à integridade da superfície produzida pelo processo de microcorte.

Ademais, para Lee e Wang (2020), o processo de usinagem avançou para alcançar a remoção de material com ultraprecisão, e, neste nível de precisão, vários microefeitos têm grande impacto, sendo necessário considerar, na investigação da microusinagem, as condições da peça. Além disso, na usinagem de materiais utilizados para moldes e matrizes, a rugosidade média deve ser a menor possível, pois essas superfícies são consideradas funcionais. Arruda *et al.* (2019) afirmam que a fabricação de moldes e matrizes requer superfícies lisas e de alta qualidade, pois a rugosidade superficial é um parâmetro essencial para melhorar a qualidade dos produtos injetados.

A Figura 44, a seguir, mostra o efeito principal para rugosidade média (Ra) considerando o comprimento de corte [mm]. A faixa de medição foi de 0,1431 a 0,1135  $\mu\text{m}$ , podendo-se notar que a rugosidade média (Ra) diminuiu durante o comprimento de corte para

todos os materiais e velocidades de corte. A redução de Ra foi de 21%, demonstrando o impacto do desgaste da aresta de corte. Neste trabalho, observou-se que o aumento do desgaste na aresta de corte promoveu uma redução na rugosidade média (Ra). Com a perda da afiação da aresta, a microfresa deforma as micro-ondulações no fundo do canal, diminuindo sua altura e reduzindo a rugosidade.

**Figura 44** - O efeito principal para a rugosidade média (Ra) baseado no comprimento de corte [mm].



Fonte: própria autoria.

No trabalho apresentado por Manso *et al.* (2020), os autores investigaram o microfresamento de H13 utilizando microfresa de carboneto de tungstênio. Seus experimentos foram realizados com diferentes níveis de avanço por dente e velocidade de corte para medir e analisar o desgaste de flanco da ferramenta, forças de corte e rugosidade da superfície. Em seus resultados, a menor rugosidade (Rz) foi obtida para o avanço por dente de 2  $\mu\text{m}$  no início do comprimento de usinagem, mas esse baixo avanço levou ao maior valor de rugosidade no comprimento final de corte. Segundo estes autores, este fenômeno pode estar associado a três causas: I) maior desgaste de flanco para esta taxa de avanço; II) predomínio do mecanismo de conformação ao invés do corte; e III) alterações na microgeometria da ferramenta de corte. Desta forma, os autores concluem que as menores cargas de cavacos (fz) são aquelas em que ocorre mais desgaste de flanco.

Além disso, o fenômeno oposto ocorre quando se utiliza o avanço por dente ( $f_z$ ) de 5  $\mu\text{m}$ , quando a rugosidade com a nova ferramenta (no início do comprimento de corte) é muito maior, e após o aumento do comprimento de corte, ocorre uma tendência de diminuir o valor de rugosidade. Também os autores observaram mudanças nas marcas de corte ao longo dos canais durante o comprimento de corte, e notaram que nos primeiros canais o perfil gerado é mais nítido, e as marcas de endentação por dente são claramente visíveis. Ao analisar o perfil obtido para a ferramenta desgastada, as marcas de avanço não são mais bem definidas devido à falta de afiação da ferramenta. Isso indica que o aumento do desgaste da ferramenta promove um alisamento dos picos do perfil de rugosidade, e o material pode estar sofrendo deformação elástica/plástica com uma combinação de conformação e cisalhamento (Manso *et al.*, 2020).

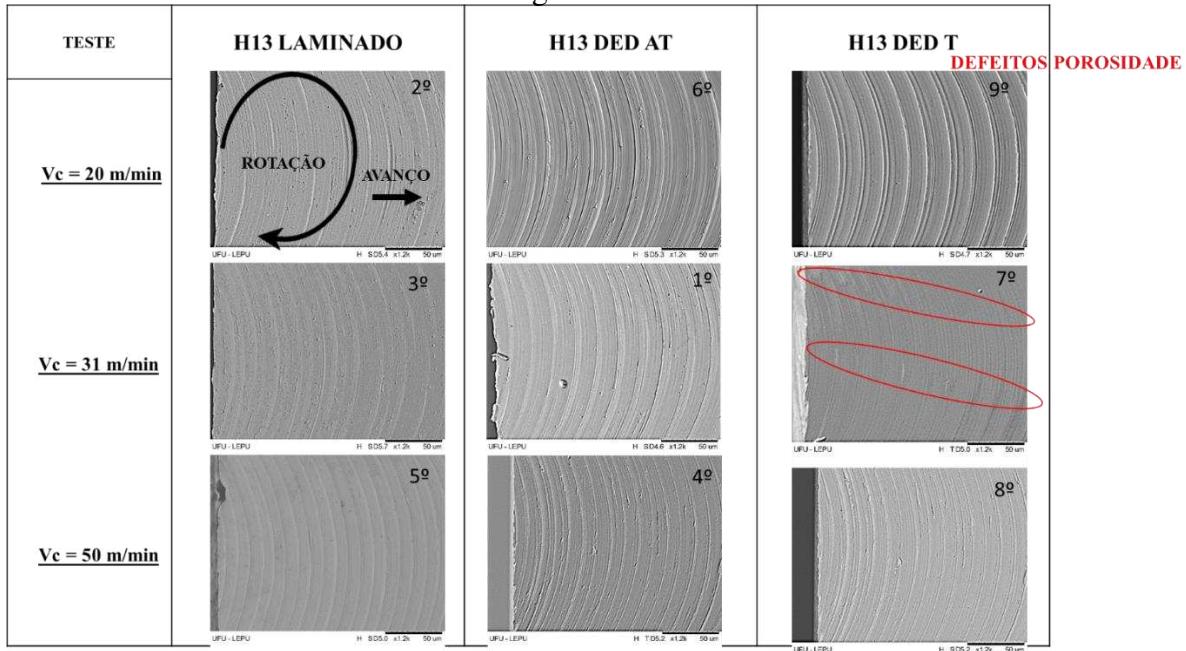
#### 4.2 Análise da superfície usinada

A análise da superfície usinada é apresentada como forma de auxiliar no entendimento da dinâmica de corte durante o processo de microfresamento do aço H13. Essa análise por sua vez tem o intuito de auxiliar as análises quantitativas da rugosidade. O Objetivo principal dessa análise é avaliar as marcas de avanço no fundo dos canais para cada parâmetro ensaiado.

A Figura 45, a seguir, contém as imagens das entradas do primeiro canal para cada condição, separadas por velocidade de corte e material. Para auxiliar na associação das marcas no fundo do canal com os valores de rugosidade, é apresentado no canto superior direito de cada imagem um número que significa a menor e maior média de rugosidade obtida para cada parâmetro, sendo o menor valor o primeiro ( $1^\circ$ ), e o maior, o nono ( $9^\circ$ ).

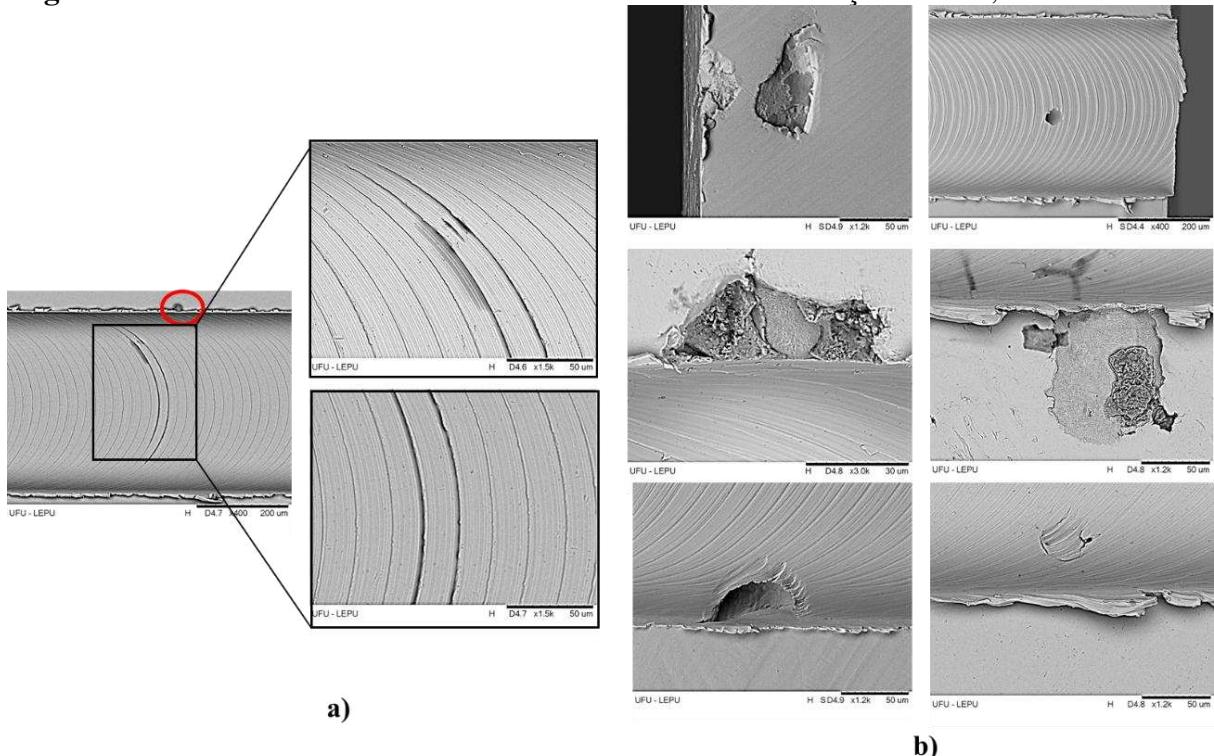
De acordo com os valores das médias da rugosidade, os valores obtidos do primeiro ( $1^\circ$ ) até o quinto ( $5^\circ$ ) são próximos quase não havendo diferença entre eles. Sendo assim, é possível observar que os maiores valores de rugosidade ficaram para o material DED T, onde o seu maior valor é para a condição de menor velocidade de corte ( $V_c = 20 \text{ m/min}$ ), na qual é possível observar maiores marcas de avanço no fundo do canal, além disso, observou-se também maior número de poros no corpo de prova, como mostra a Figura 45.

**Figura 45** - Marcas de avanços nos canais fabricados, correlacionando as marcas com os valores de rugosidade média obtidos.



Fonte: própria autoria.

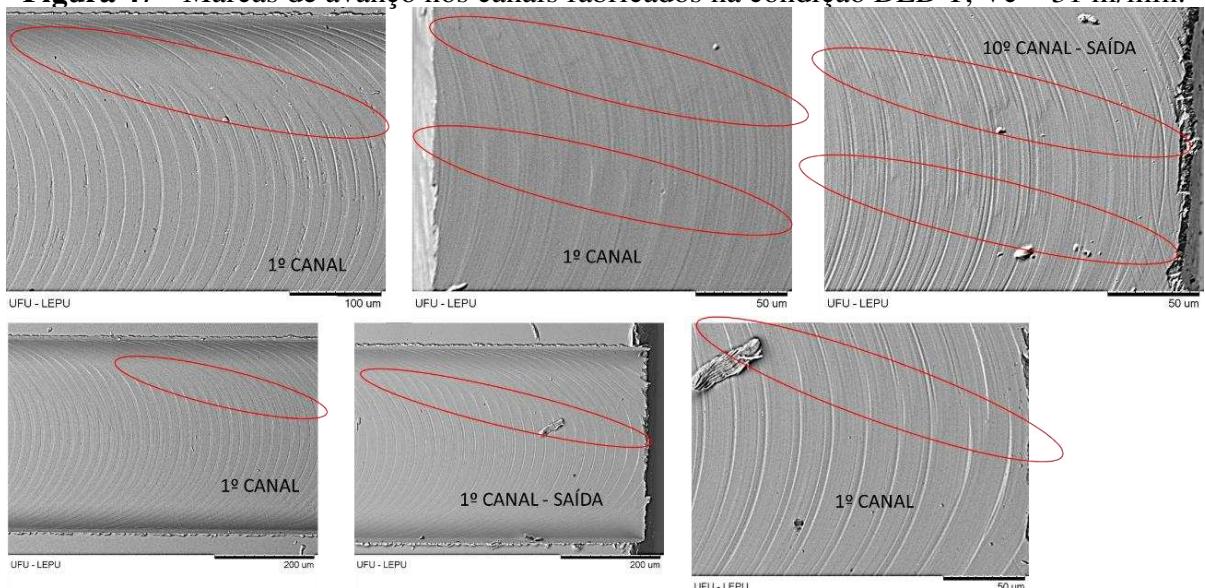
**Figura 46** - Porosidade e marcas nos canais fabricados na condição DED T,  $V_c = 20 \text{ m/min}$ .



medida que a velocidade de corte aumenta, os sulcos no fundo do canal ficam maiores. Os círculos em vermelho na imagem do aço H13 DED T, com velocidade  $V_c = 31$  m/min, chamam a atenção por evidenciarem marcas que podem ser provenientes de vibrações em todos os sistemas de fixação da máquina gerados durante a usinagem, essas marcas possuem sentido diagonal em  $45^\circ$  e apresentam um padrão de ocorrência. Este efeito esteve presente para a velocidade de 31 m/min em todos os materiais. Contudo, para o material DED T, essas marcas ficaram mais evidentes.

Provavelmente, essas marcas são resultado do *chatter*. O *chatter* é um meio de vibração autoinduzida provocada pelas propriedades de um sistema de fresamento sob a influência de uma força de excitação constante. Os autores Yue *et al.* (2019) afirmam que o *chatter* é uma vibração autoexcitada das partes de um sistema de usinagem. Portanto, a ocorrência deste fenômeno evidencia a presença de vibração entre a ferramenta de corte e o material durante um processo de usinagem. A Figura 47, a seguir, apresenta imagens dos canais fabricados no DED AT com velocidade de corte  $V_c = 31$  m/min. As imagens são dos canais 1 e 10, exemplificando que essas marcas aparecem em todos os canais para essa condição.

**Figura 47** - Marcas de avanço nos canais fabricados na condição DED T,  $V_c = 31$  m/min.



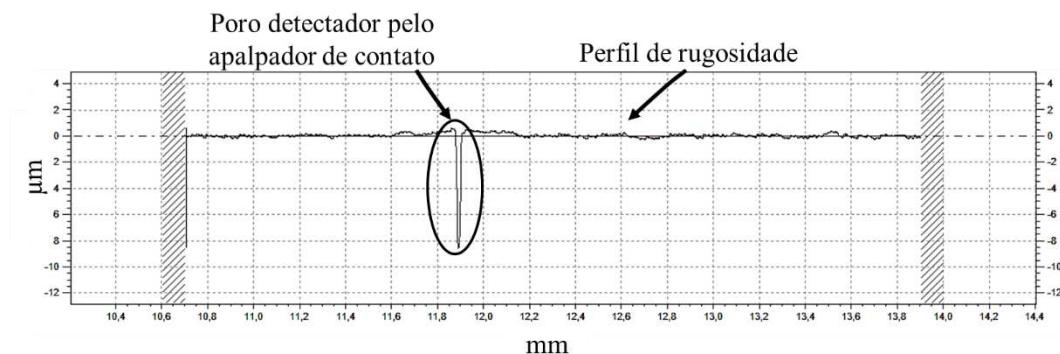
**Fonte:** própria autoria.

#### 4.3 Porosidade no material DED

Os valores de rugosidade apresentados no subtópico 4.1 estão dentro do solicitado pela indústria de moldes e matrizes. Contudo, nas medições de rugosidade, em que foi detectada a

presença de um poro durante a medição, foram descartadas da média, sendo feita uma medição com novo reposicionamento do apalpador. A Figura 48 é o resultado de uma medição com o perfilômetro físico, que foi realizada sobre um poro presente dentro do microcanal. Na medição, é possível identificar que o poro tem cerca de 9  $\mu\text{m}$  de profundidade, e seu diâmetro não pode ser aferido devido às limitações na geometria do apalpador do equipamento. Para aferir o diâmetro do poro foi utilizado o perfilômetro óptico.

**Figura 48** - Imagem do comprimento da medição de rugosidade. Poro detectado pelo apalpador de contato do perfilômetro.



Fonte: própria autoria.

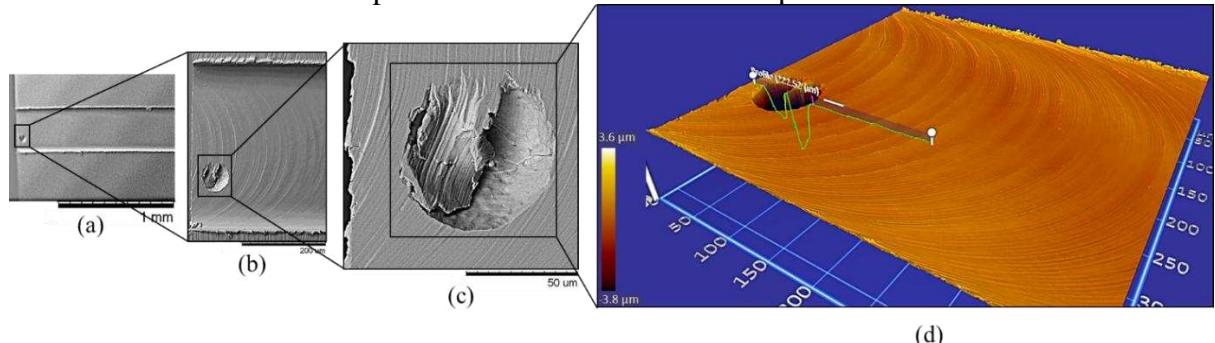
A presença de porosidade em materiais metálicos provenientes da manufatura aditiva é comum, e as técnicas para mitigar esse defeito são aplicadas principalmente na qualidade das partículas do material de adição. Da mesma forma, vale ressaltar a importância de armazenamento adequado, bem como os parâmetros de entrada do processo de fabricação do material, como potência do laser e velocidade de adição de material. Outras técnicas, como tratamentos térmicos, também estão sendo investigadas com o objetivo de fechar os poros formados.

Os materiais DED utilizados neste trabalho sofreram diferentes tratamentos térmicos, o que pode ter fechado alguns poros. Mas de acordo com Svetlizky *et al.* (2021), os tratamentos térmicos não são confiáveis para remover gases aprisionados. Por isso, a maioria dos poros identificados neste trabalho é de origem do aprisionamento de gases, conforme mostra o exemplo da Figura 49.

Na Figura 49 (a) e (b), é feita a identificação do poro, e, na Figura 49 (c), é possível analisar a morfologia do poro, bem como seu formato esférico, sendo classificado como um poro proveniente do aprisionamento de gases. Ainda nesta mesma imagem, através da escala, é possível identificar que seu diâmetro é em torno de 50  $\mu\text{m}$ . Para se obterem as dimensões dos

poros, foi utilizado o perfilômetro óptico, onde é possível obter com precisão o diâmetro do poro, como mostra na Figura 49 (d).

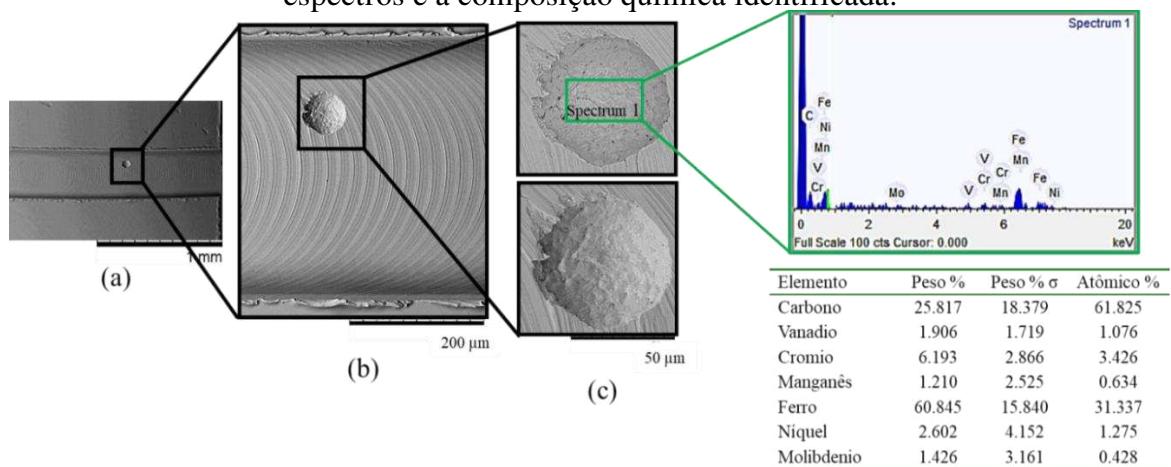
**Figura 49** - Porosidade no material DED, poro de geometria esférica onde: (a) identificação do poro; (b) visualização do poro; (c) morfologia do poro e (d) identificação das dimensões do poro através do Perfilômetro Óptico.



Fonte: própria autoria.

A composição química do poro também foi verificada, como mostra a Figura 50, a seguir. A verificação da composição química foi realizada através da técnica de espectroscopia de energia dispersiva (EDS), utilizando o equipamento *SwiftED3000* do fabricante *Hitachi High-Technologies Corporation*®, e o tempo de aquisição foi de 30 s, tempo de processamento 5 s e a tensão de aceleração de 15 kV. A Figura 50 (a) e (b) mostra a identificação do poro; na Figura 50 (c), é dada a visualização da morfologia do poro em dois diferentes modos de visualização, com o objetivo de apresentar diferentes detalhes para cada modo de imagem. Na Figura 50 (d), é dada a composição química da região interna do poro. É possível observar que a composição é a mesma do material H13.

**Figura 50** - Análise da composição química na região interna do poro, onde: (a) e (b) mostram a identificação do poro; (c) visualização da morfologia do poro e em (d) apresenta os espectros e a composição química identificada.

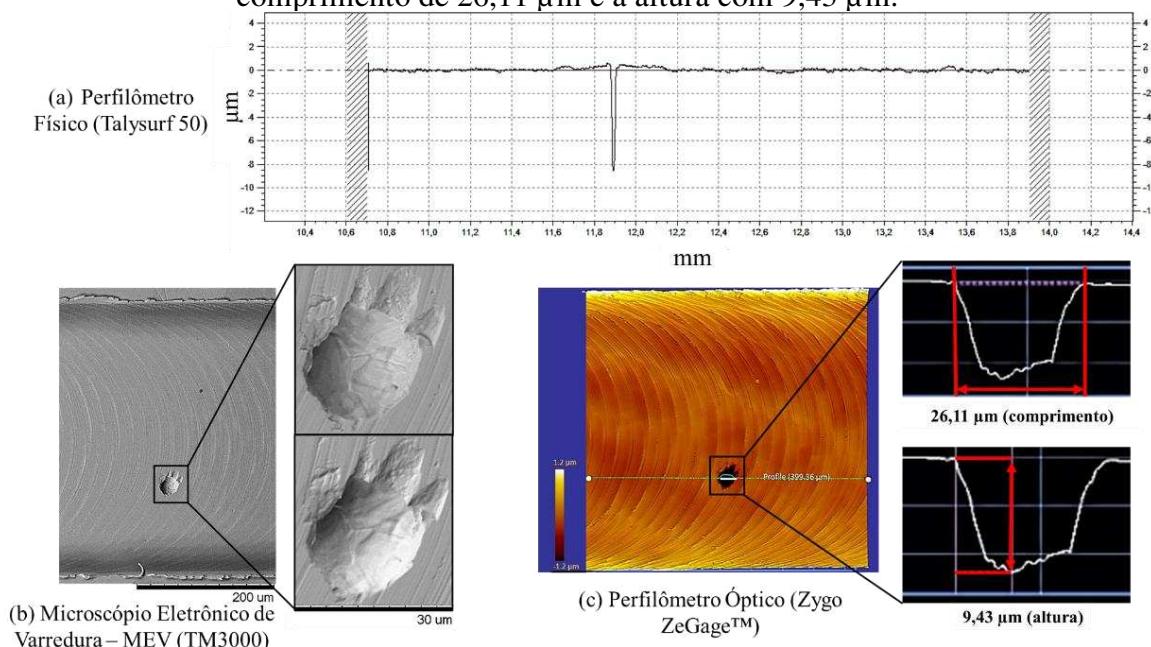


Fonte: própria autoria.

Com isso, todos os poros identificados através do perfilômetro físico ou através da análise no microscópio tiveram sua geometria classificada, podendo ser esférica (aprisionamento de gases) ou não definida (falta de fusão). Suas dimensões foram medidas com o perfilômetro óptico Zygo e a composição química avaliada pela técnica de EDS.

A Figura 51 é o resultado da análise do poro esférico localizado dentro do microcanal, em que a Figura 51 (a) mostra o perfil de rugosidade medido através do perfilômetro físico, onde o apalpador passa sobre um poro; em (b) é dada a análise da geometria do poro; e em (c) são apresentadas as dimensões do poro, sendo medido seu diâmetro ( $26,11 \mu\text{m}$ ) e sua profundidade ( $9,43 \mu\text{m}$ ).

**Figura 51** - Identificação e análise do poro no material DED, onde (a) perfil de rugosidade medido pelo perfilômetro físico Talysurf50; (b) análise da geometria do poro através do MEV TM3000 e (c) análise das dimensões do poro utilizando o perfilômetro óptico Zygo sendo o comprimento de  $26,11 \mu\text{m}$  e à altura com  $9,43 \mu\text{m}$ .



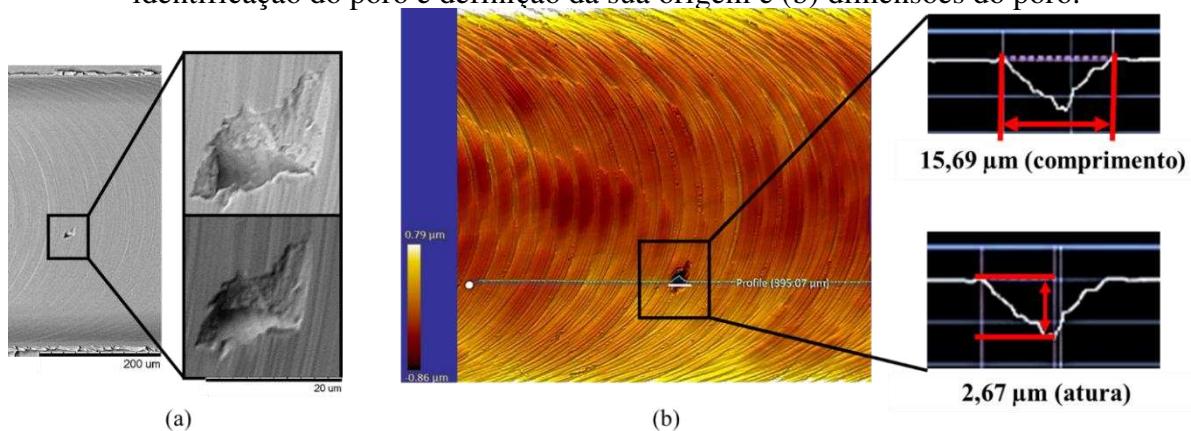
**Fonte: própria autoria.**

De forma geral, um maior número de poros com geometria arredondada foi identificado, se comparado com os poros de geometria não definida. Esse fato pode estar relacionado aos parâmetros de fabricação escolhidos, como potência do laser e velocidade de deposição, bem como às características das partículas utilizadas, como material de adição, a homogeneização da dimensão das partículas e armazenamento de forma adequada, evitando a absorção de umidade. Mas também pode estar ligado aos tratamentos térmicos aplicados no material

anteriormente ao microfresamento, processo identificado como essencial para o fechamento de poros formados pela falta de fusão.

A Figura 52 mostra o exemplo de um poro com geometria não definida, identificado dentro do microcanal. Na Figura 52 (a), é identificado o poro, e sua geometria classificada como não sendo definida, então, assim é dada sua origem como sendo proveniente da falta de fusão do material; e em (b), são dadas as dimensões deste poro, tendo ele 15,69  $\mu\text{m}$  de comprimento e 2,67  $\mu\text{m}$  de altura.

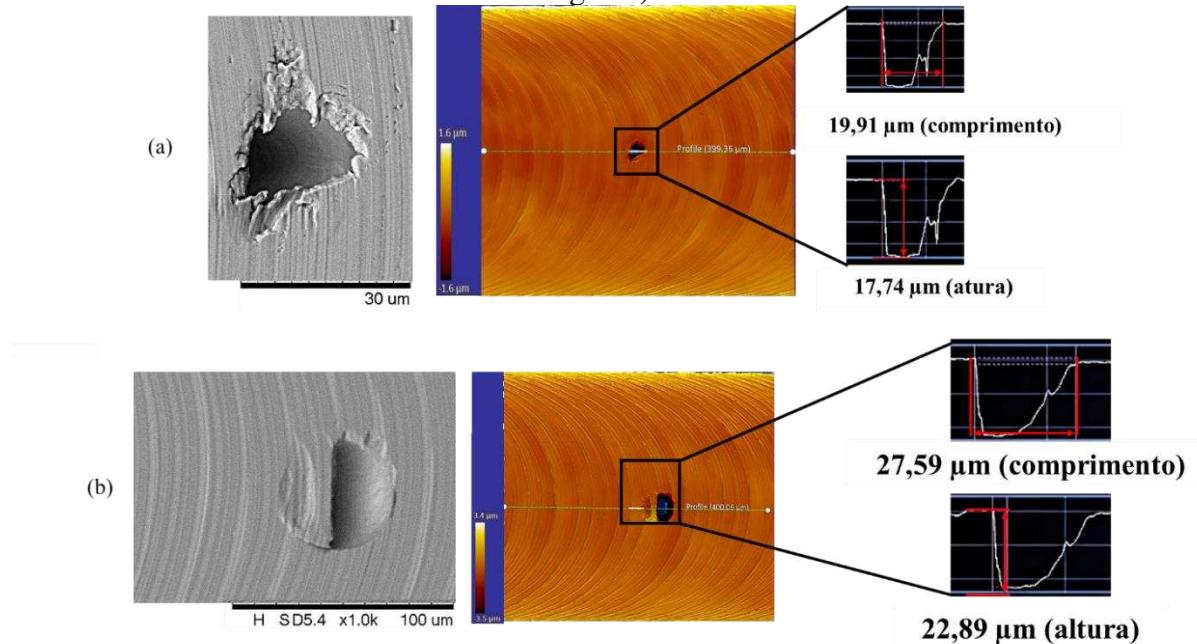
**Figura 52** - Poro com geometria não definida (falta de fusão) no material DED, onde: (a) identificação do poro e definição da sua origem e (b) dimensões do poro.



**Fonte: própria autoria.**

Ainda de forma geral, os poros com geometrias arredondadas apresentaram comprimento maior que os poros com geometria não definida, mas os maiores valores de profundidade do poro não apresentaram uma tendência para um determinado tipo, sendo a profundidade aleatória. Os maiores poros identificados foram 27,59  $\mu\text{m}$  de comprimento x 22,89  $\mu\text{m}$  de altura para os poros com geometria arredondada, e 19,91  $\mu\text{m}$  comprimento x 17,74  $\mu\text{m}$  altura para os poros com geometria não definida. A Figura 53, a seguir, apresenta esses poros mencionados.

**Figura 53** - Maiores poros detectados no H13 DED, onde: (a) maior poro com geometria não definida (falta de fusão) e (b) maior poro com geometria arredondada (aprisionamento de gases).



Fonte: própria autoria.

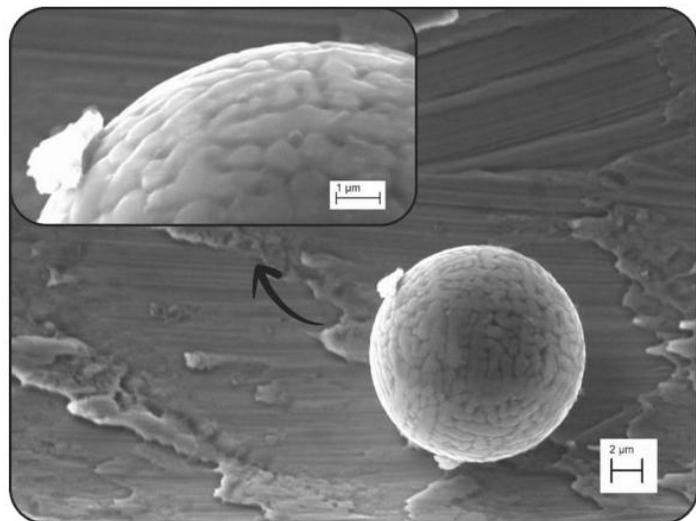
#### 4.4 Esferas

Existe uma diferença nos processos de formação do cavaco no microfresamento comparado ao macrofresamento. Contudo, sua forma segmentada, seja em forma de fita ou helicoidal, é similar. No ano de 2019, um novo tipo de cavaco foi detectado no microfresamento. Os autores Oliveira *et al.* (2019) propuseram uma nova categoria de cavaco originado do microfresamento, o cavaco esferoidal, que já era observado em outros processos de usinagem, como a retificação.

Os autores Doyle e Dean (1980) foram os primeiros a analisar este tipo de cavaco proveniente do processo de retificação e esclarecem que a formação do cavaco esférico na retificação ocorre devido à oxidação de pequenos cavacos que eram queimados. Agora de acordo com Oliveira *et al.* (2019), o surgimento do cavaco esférico no processo de microfresamento é resultado do atrito e oxidação exotérmica a elevadas taxas de resfriamento, resultando na formação de dendríticas finas na superfície da esfera.

A Figura 54, a seguir, exibe as propriedades do cavaco esférico identificado pelos autores (Oliveira *et al.*, 2019) durante o microfresamento do Inconel 718. Esses autores identificaram ainda outras variedades de cavacos esferoides.

**Figura 54** - Detalhes do cavaco esferoidal.

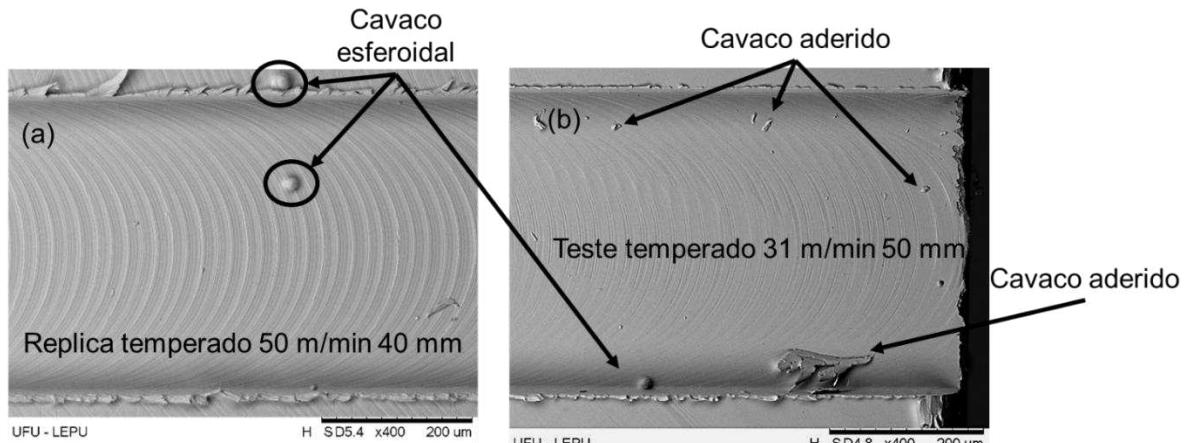


Fonte:

Nesse estudo, também se constatou a existência do cavaco esferoidal. Esses cavacos foram detectados em várias circunstâncias e ocorreram de forma aleatória. De acordo com Oliveira *et al.* (2019), o cavaco esferoidal pode aderir à superfície da peça, o que explica a sua presença em testes que utilizam fluido de corte sob alta pressão, como no presente trabalho.

A seguir, as Figuras 55 (a) e (b) ilustram alguns cavacos de formato esferoidal presentes nos microcanais. Note-se que a superfície do cavaco na Figura 55 é dendrítica. Nesse estudo, identificamos cavacos esferoidais com diâmetros variando entre 1  $\mu\text{m}$  e 20  $\mu\text{m}$ .

**Figura 55** - Cavaco esferoidal encontrado no aço H13.

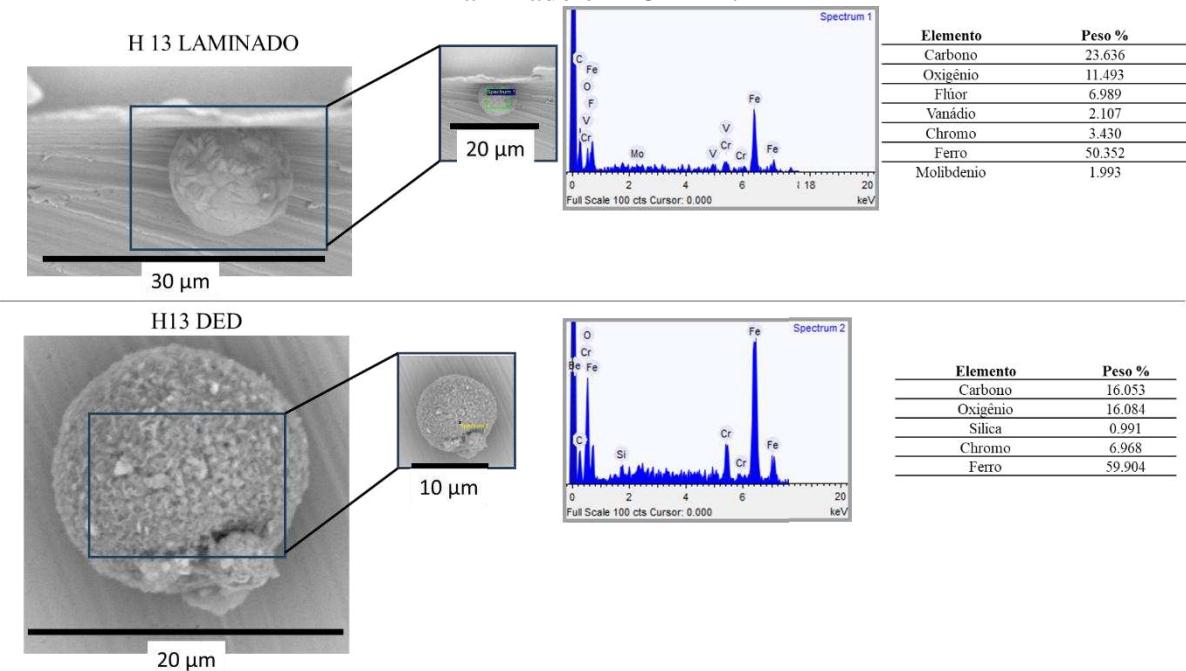


Fonte: própria autoria.

A Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS) foi usada para determinar a composição química do cavaco esferoidal. A seguir, a Figura 56 apresenta o resultado. A composição química corresponde à do aço H13. A presença de oxigênio na esfera foi confirmada através da

espectroscopia de energia dispersiva (EDS), conforme ilustrado na Figura 56, elemento ausente na composição química do H13.

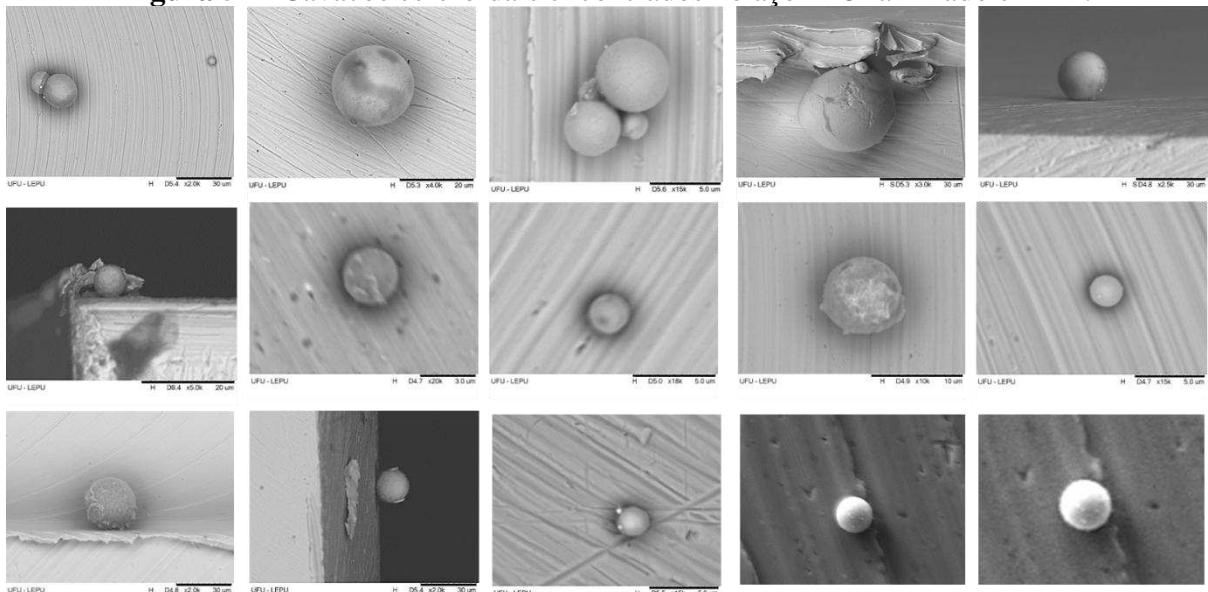
**Figura 56** - Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS) para os cavacos esferoidais do H13 laminado e H13 DED.



**Fonte: própria autoria.**

Sendo assim, é possível observar que a esfera se origina da oxidação de um pequeno cavaco de alta energia específica. Depois de ser oxidado exotermicamente, este cavaco se funde e assume uma forma esférica (menor energia). Sua característica superficial é definida pelas altas taxas de resfriamento, resultando em dendritas finas. A Figura 57, a seguir, mostra imagens das variadas esferas encontradas nesse trabalho.

**Figura 57** - Cavacos esferoidais encontrados no aço H13 laminado e DED.



Fonte: própria autoria.

#### 4.5 Formação de rebarbas

Os resultados qualitativos da formação de rebarbas serão mostrados a seguir. As Figuras 58 1, 58 2 e 58 3 contêm as imagens dos canais usinados para o H13 laminado e DED, onde as fotos foram separadas por início (1º canal), meio (5º canal) e final (10º canal) e organizadas por velocidade de corte experimentada, tanto para o teste quanto para a réplica.

A Figura 58 apresenta os resultados obtidos (teste e réplica) para a rebarba do tipo de topo, para o material H13 laminado dado pela velocidade de corte aplicada. Ao analisar as imagens, é possível notar a discrepância entre a quantidade de rebarbas formadas no fresamento concordante e discordante. As rebarbas no fresamento concordante são, em média, maiores em altura e comprimento do que as rebarbas obtidas no fresamento discordante. Este comportamento é comum no microfresamento e já foi observado por outros autores, como, Hajiahmadi (2009) e Gomes *et al.* (2020) ao realizarem o microfresamento do aço inoxidável 316 L fabricado de forma convencional. Os autores também observaram que há uma tendência de crescimento da rebarba com o aumento do comprimento usinado.

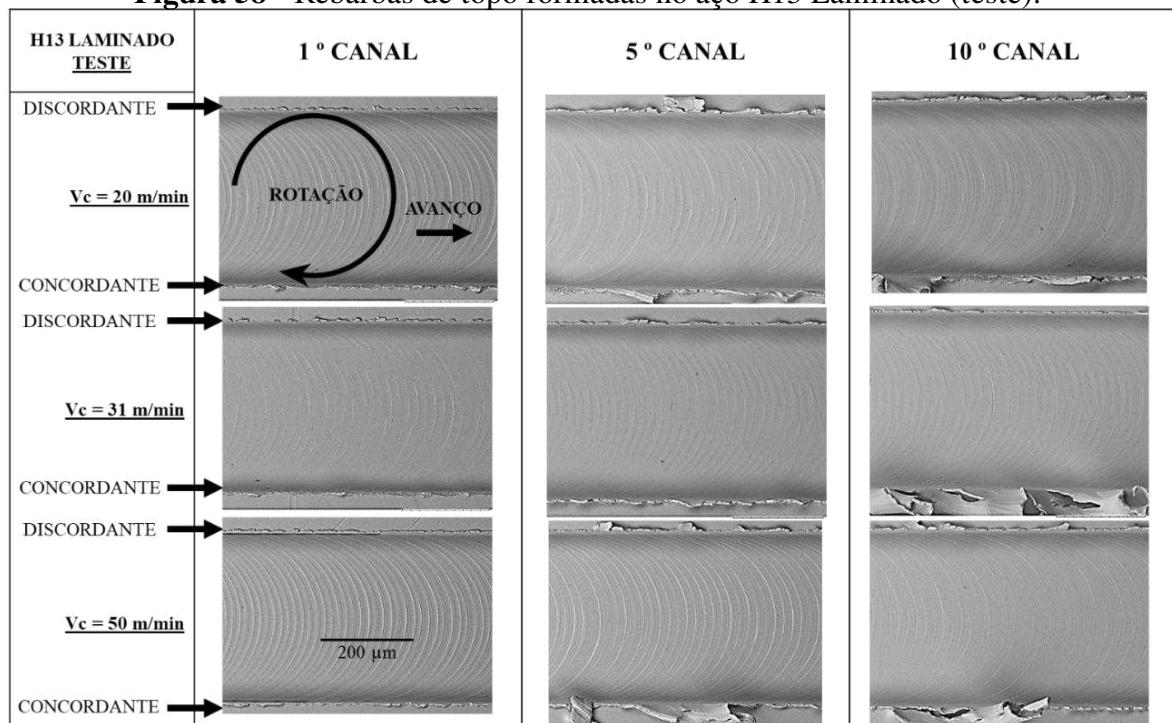
De acordo com Biermann e Steiner (2012), a causa principal dessa característica na formação de rebarbas de topo pode ser identificada na dinâmica do corte. No fresamento discordante, a espessura do corte é nula no começo do corte, fazendo com que o material seja inicialmente comprimido e empurrado. Ao aumentar a espessura do corte, a resistência do material que ainda será cortado também se eleva, resultando em cisalhamento. Em

contrapartida, a influência do material de suporte é reduzida durante o fresamento concordante. Ao diminuir a espessura do corte, o material não fica completamente cisalhado, o que acontece na fase final do fresamento concordante. Portanto, o material não é cortado, mas, sim, empurrado em direção à resistência mais baixa, que é o lado oposto.

O aumento da velocidade de corte afetou diretamente a aresta de corte da microfresa, ocasionando maior desgaste, sendo possível observar na Figura 58 o aumento do volume das rebarbas entre o primeiro microcanal e o último para as condições de velocidade de corte, o que significa que à medida que a microfresa se desgasta, tem-se um aumento do volume e das dimensões das rebarbas. Autores como Filiz (2007) e Santos (2020) explicam que o aumento das rebarbas ocorre devido ao aumento do raio de ponta da microfresa desgastada, gerando maior atrito e maior compressão durante o processo levando à formação de rebarbas maiores. Ainda, autores como Oliveira *et al.* (2019) também observaram essa relação do desgaste com o aumento da rebarba para a liga de Inconel 718.

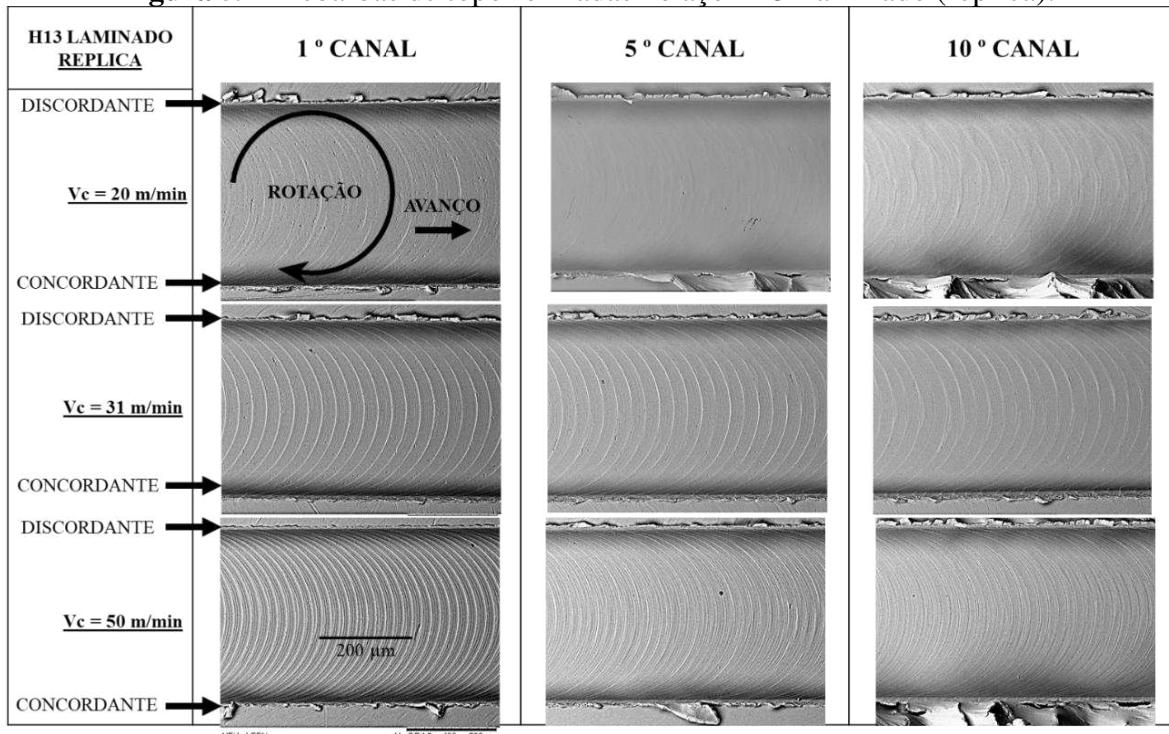
Também relacionado ao desgaste da ferramenta, autores como Aslantas *et al.* (2016) examinaram ferramentas com variados revestimentos, obtendo resultados de formação de rebarbas com comportamento semelhante. Para os autores, o crescimento na quantidade de rebarbas ocorre devido à deformação plástica prevalecer sobre o microcorte o que eleva o número de rebarbas.

**Figura 58 - Rebarbas de topo formadas no aço H13 Laminado (teste).**



Fonte: própria autoria.

**Figura 59** - Rebarbas de topo formadas no aço H13 Laminado (réplica).

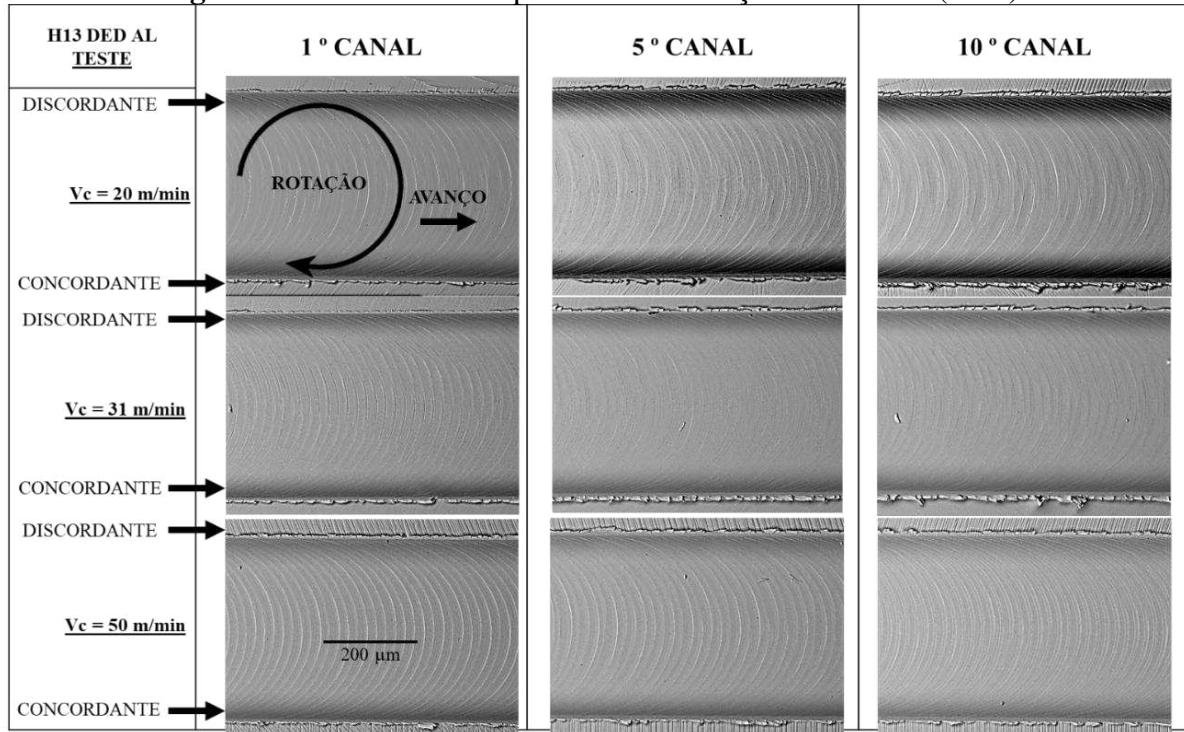


**Fonte:** própria autoria.

Analizando as imagens da Figura 60, a seguir, que ilustra as rebarbas formadas no aço H13 DED T, nota-se que, em todos os passes, a altura da rebarba de topo concordante apresentou dimensões pouco maiores que a discordante, diferente do que pode ser observado na usinagem do H13 laminado, onde essa diferença é mais notável. Ainda, se observadas as imagens para a maior velocidade de 50 m/min, notam-se as menores rebarbas para esta condição e, além disso, as dimensões da rebarba concordante e discordante foram próximas. Ademais, para esta velocidade, não há uma tendência significativa do comportamento da altura da rebarba de aumentar ao longo do comprimento usinado.

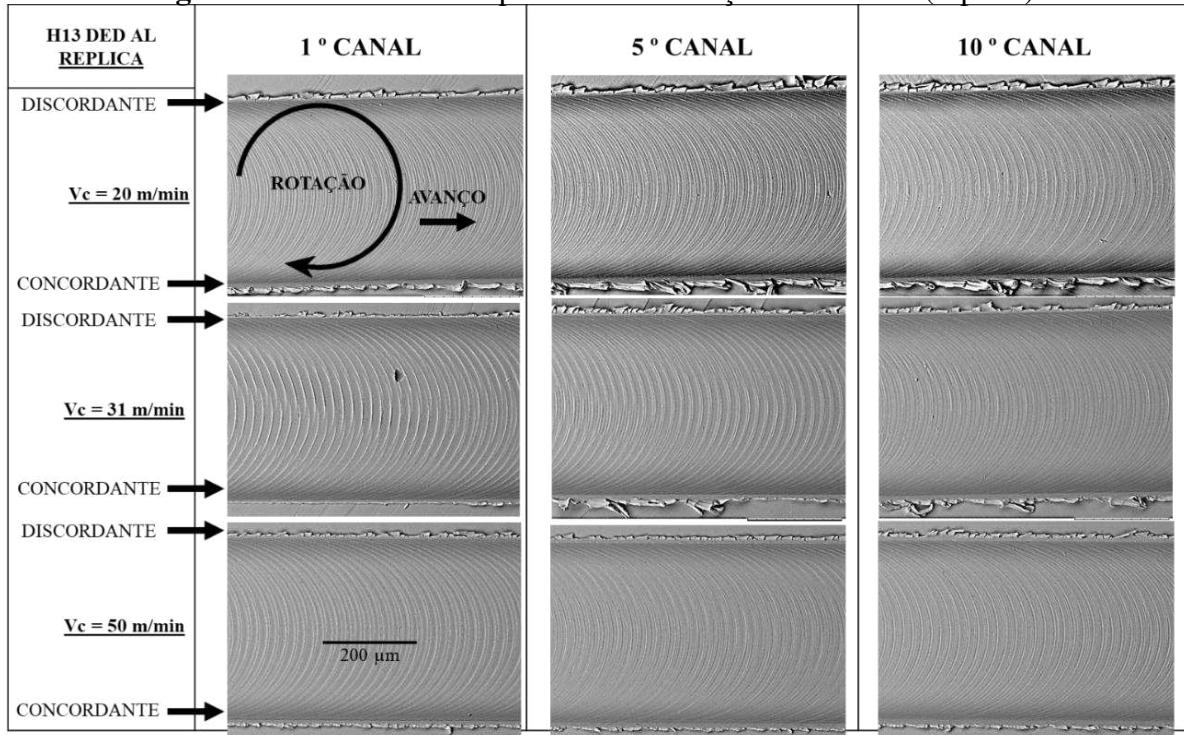
Sabe-se que o aumento da velocidade de corte normalmente acelera o processo de desgaste das arestas de corte da ferramenta o que implica maior formação de rebarbas no microfresamento de canais e, sabe-se também que a formação de aresta postiça de corte altera a geometria da aresta, tornando-a mais negativa e formando mais rebarbas. Contudo, para esse caso do aço H13 DED T, acredita-se que a maior velocidade interferiu na formação de arestas postiças de corte, removendo-as rapidamente e mantendo a geometria da ferramenta ao longo do comprimento de corte. Sendo assim, as dimensões da rebarba dependem fortemente da geometria da microferramenta de corte. Autores como Kaminise *et al.* (2004) afirmam que o ângulo de posição e raio de ponta da ferramenta são os principais fatores que afetam a altura da rebarba.

**Figura 60 - Rebarbas de topo formadas no aço H13 DED T (teste).**



Fonte: própria autoria.

**Figura 61 - Rebarbas de topo formadas no aço H13 DED T (réplica).**

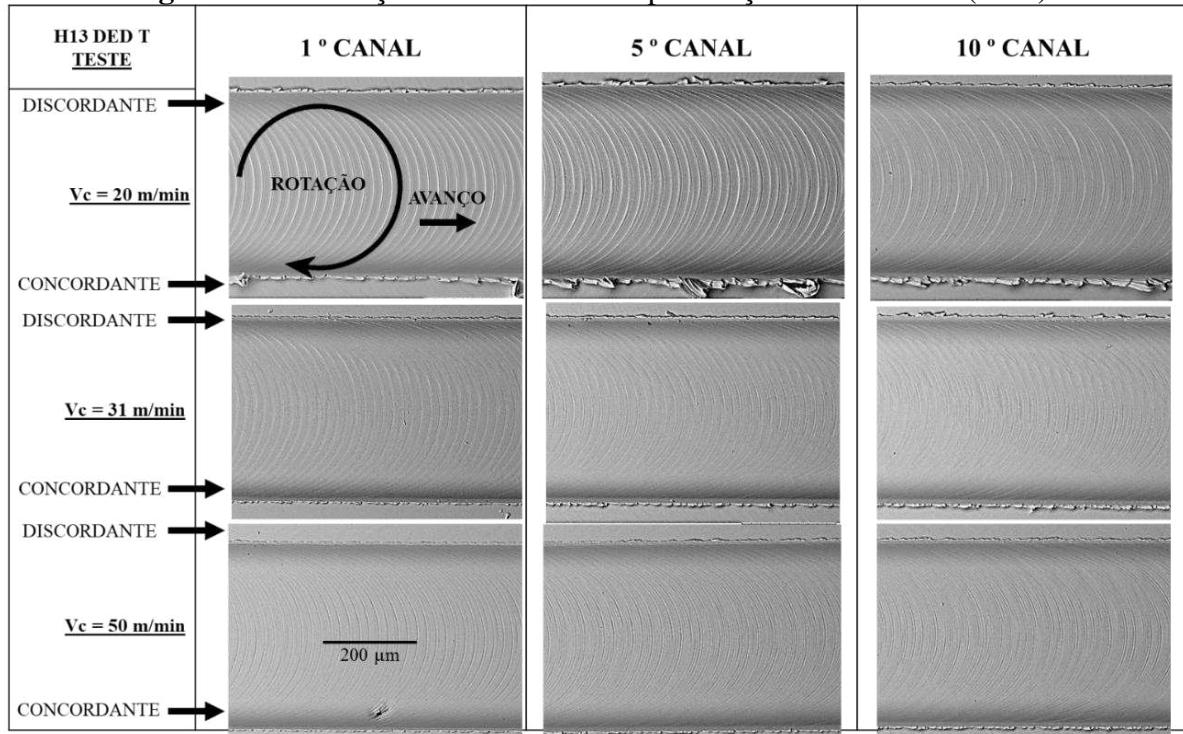


Fonte: própria autoria.

A Figura 62, abaixo, apresenta as observações nas rebarbas de topo formadas no aço H13 DED AT ao longo do comprimento usinado, e é possível notar que a menor velocidade

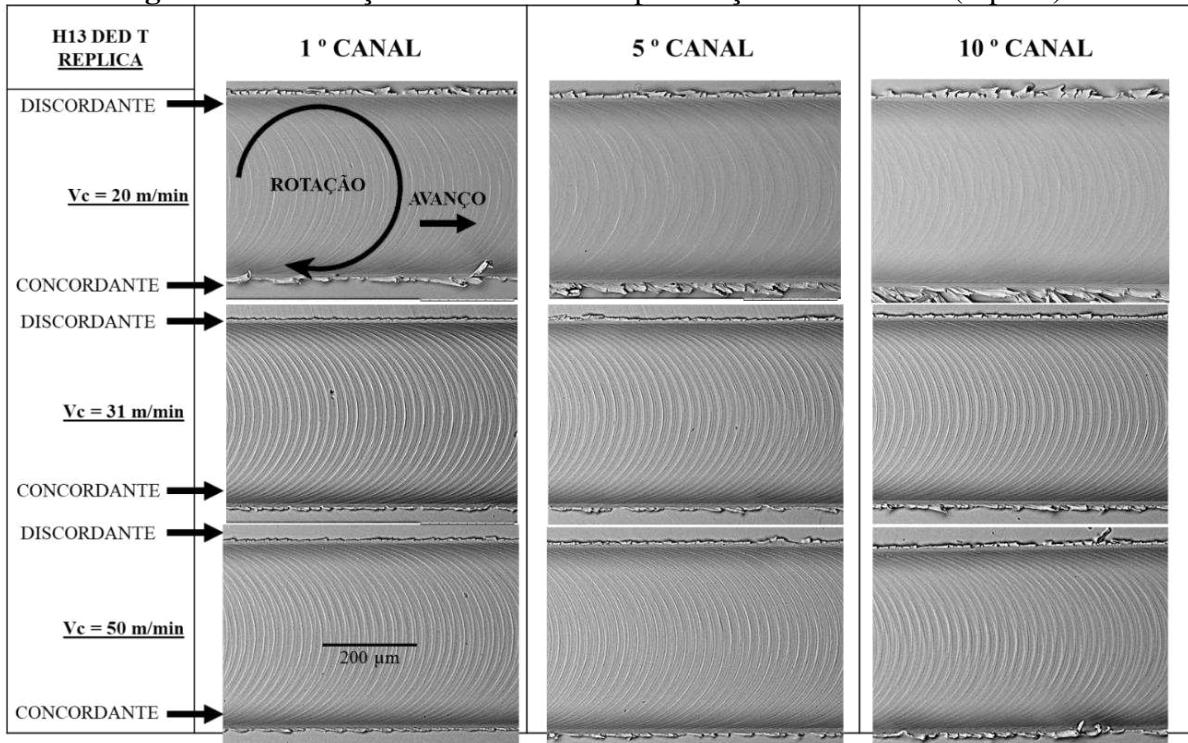
formou mais rebarbas tanto para o teste quanto para a réplica, e, além disso, a maior velocidade testada apresentou as menores rebarbas e, já para esta condição de tratamento térmico do aço H13 DED, as rebarbas foram em geral menores. Para Schmidt *et al.* (2002), tratamentos térmicos que busquem carbetas mais refinados são desejados para menor formação de rebarbas. Contudo, é necessário um estudo mais aprofundado para melhor compreensão dos fenômenos envolvidos.

**Figura 62** - Formação de rebarbas de topo no aço H13 DED AT (teste).



Fonte: própria autoria.

**Figura 63** - Formação de rebarbas de topo no aço H13 DED AT (réplica).

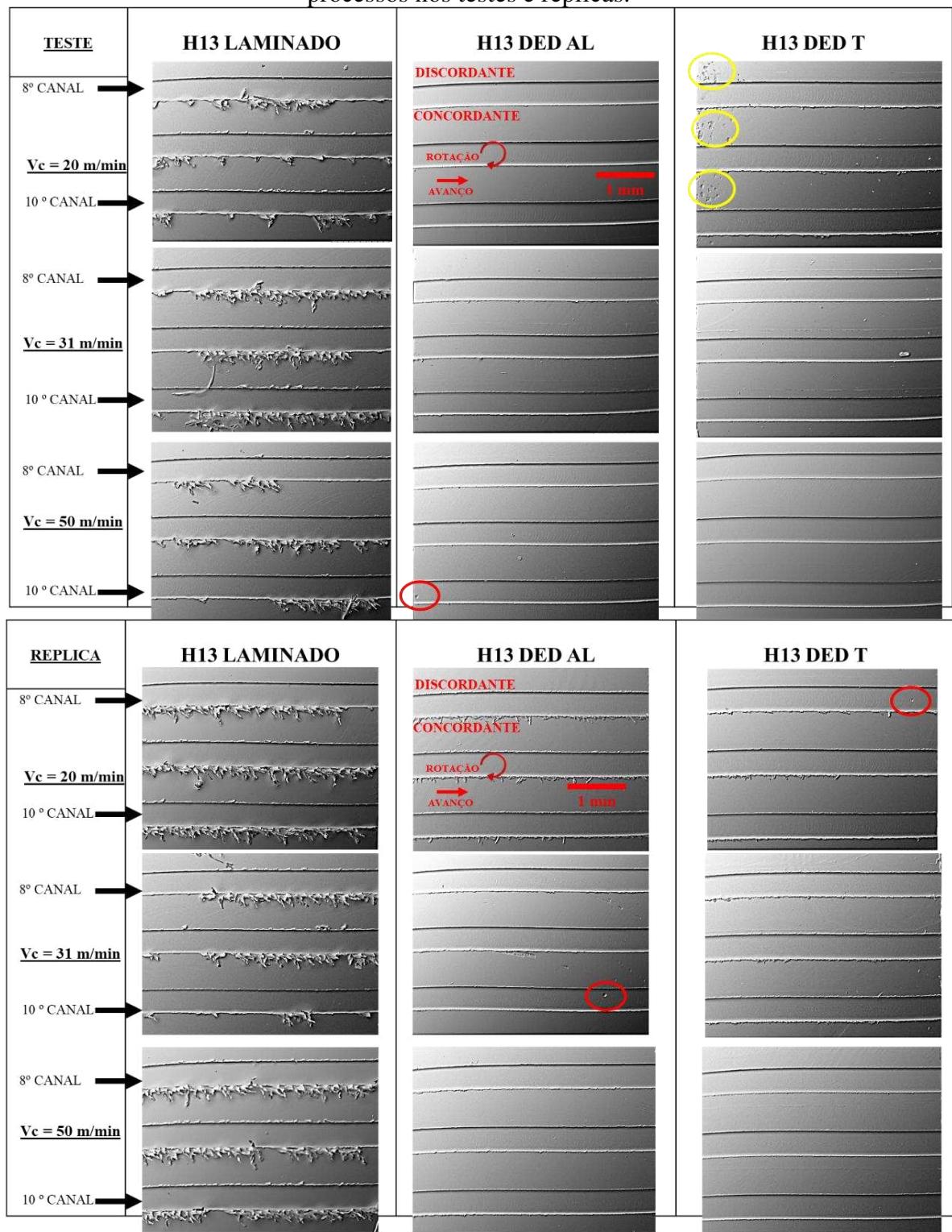


Fonte: própria autoria.

Para Aurich *et al.* (2009), materiais dúcteis formam rebarbas com características de escoamento e, isso acontece porque materiais dúcteis apresentam uma grande deformação antes da ruptura. Entretanto, materiais frágeis formam rebarbas mais quebradiças, com arestas cortantes e vivas e com dimensões menores, é possível observar essa diferença na Figura 63 apresentada acima, onde a partir de imagens dos últimos canais é possível notar a diferença na formação de rebarbas para o H13 laminado e H13 DED, onde devido à sua dureza inferior o H13 Laminado tende a se comportar como um material dúctil.

A Figura 64, a seguir, apresenta os resultados dos diferentes materiais separados pela velocidade de corte experimentada. Os círculos em vermelho chamam a atenção para os poros observados dentro dos canais usinados no aço H13 DED e os círculos em amarelo chamam a atenção para os defeitos (poros) encontrados nos materiais provenientes da manufatura aditiva.

**Figura 64** - Comparativo das rebarbas observadas no aço H13 provenientes de diferentes processos nos testes e réplicas.

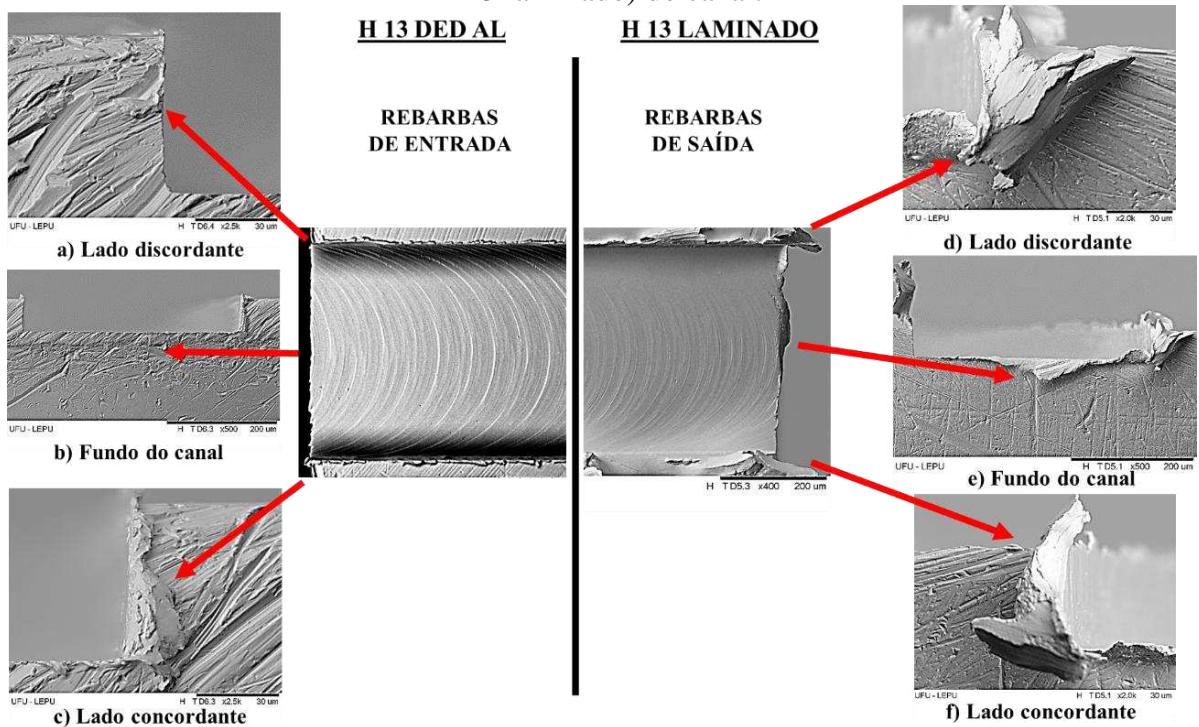


Fonte: própria autoria.

Além da análise das rebarbas de topo, a Figura 65, a seguir, mostra as características das rebarbas identificadas e suas posições no microcanal durante os testes realizados com a menor

velocidade, sendo ela a velocidade mais propícia a formar rebarbas maiores no materiais DED. Gillespie e Blotter (1976) foram os primeiros a classificar rebarbas nos processos de macrousinagem, seguido por Lee e Dornfeld (2002) e Kiswanto; Zariatin e Ko (2014) que apresentaram a classificação para microfresamento. Com isso, podem-se observar as seguintes rebarbas, rebarbas na entrada e saída do canal, rebarbas de entrada lateral discordante e concordante, rebarbas de saída lateral discordante e concordante e as rebarbas de topo apresentadas anteriormente. Conforme o esperado, existe uma predominância na presença de rebarbas maiores na saída da ferramenta, sendo predominante para o lado discordante e para o fundo do canal, e, na entrada da ferramenta, ocorre maior formação de rebarba no lado concordante.

**Figura 65** - Formas de rebarbas obtidas na entrada (material DED AT) e na saída (material H13 laminado) do canal.

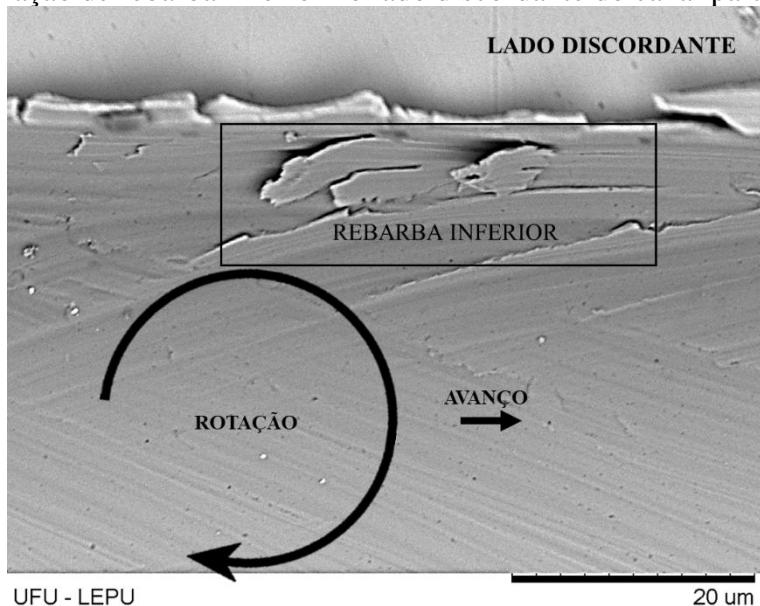


Fonte: própria autoria.

Ainda, a partir das análises realizadas no MEV, outra forma de rebarba esteve presente no lado discordante nos últimos canais para os materiais DED, sendo ela, a rebarba inferior, a qual é apresentada e classificada por Kiswanto, Zariatin e Ko (2014). Sendo assim, a ocorrência dela está relacionada com o desgaste das microfresas, uma vez que os materiais DED causaram maior desgaste da aresta de corte da ferramenta.

A Figura 66 apresenta a rebarba inferior observada no lado discordante do canal.

**Figura 66** - Formação de rebarba inferior no lado discordante do canal para o material DED.

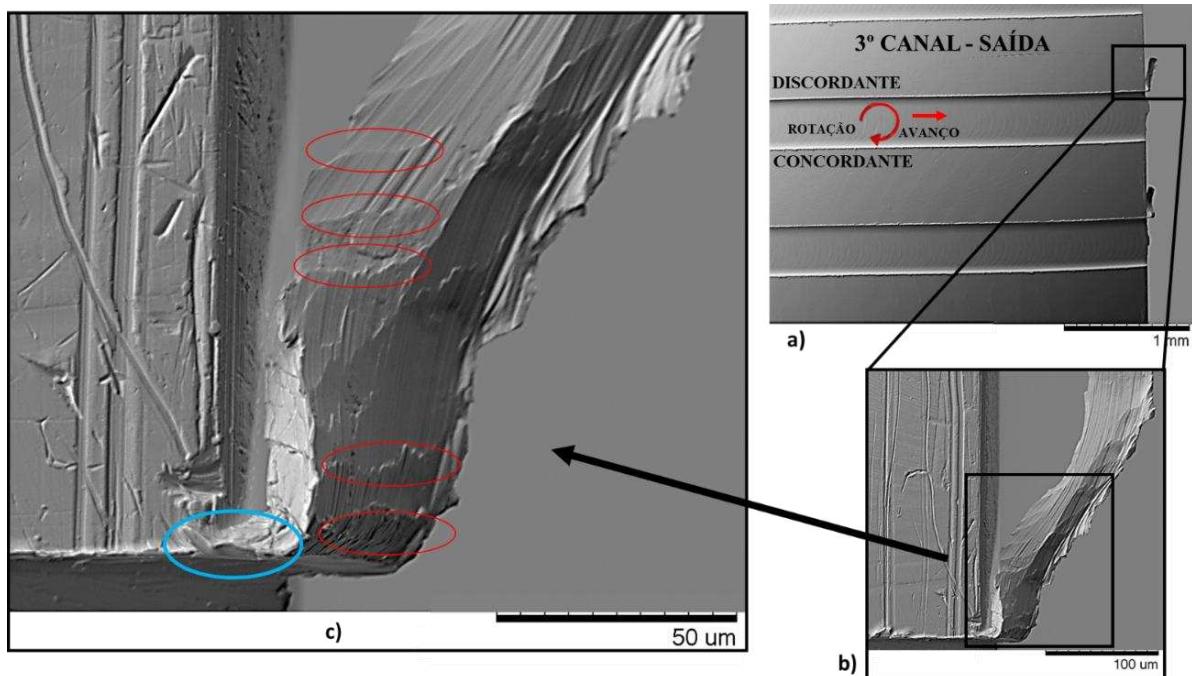


**Fonte:** própria autoria.

Embora as rebarbas de topo sejam normalmente o maior foco dos defeitos apresentados nos processos de microfresamento de canais, no presente estudo, chamaram a atenção também as dimensões das rebarbas de saída, sendo expressivas na parede do lado discordante e no fundo do canal. Para Piquard *et al.* (2014), os segmentos observados na rebarba (círculos vermelhos na Fig. 67 c)) referem-se ao acúmulo de material durante as sucessivas passagens dos dentes da ferramenta. Elas são formadas pelo material que escorre quando a espessura do corte não é adequada para produzir um cavaco. A rebarba final de grandes dimensões é o produto deste procedimento.

A Figura 67 apresenta uma rebarba de saída identificada no material H13 laminado em seu 3º canal fabricado. A partir da imagem da Fig. 67 a), é possível observar a expressividade das dimensões dessa rebarba, e na Fig. 67 c), o círculo em azul claro evidencia a raiz que sustenta essa rebarba, bem como os círculos em vermelho mostram as marcas deixadas pela microfresa durante cada revolução completa da ferramenta que imprimiu essas marcas no material que ficou aderido formando esta rebarba.

**Figura 67** - Rebarba de saída para o aço H13 laminado. a) rebarba de saída no fundo do canal; b) destaque para a rebarba; c) rebarba de saída, círculo azul raiz da rebarba e círculo vermelho marca da ferramenta de corte na rebarba.

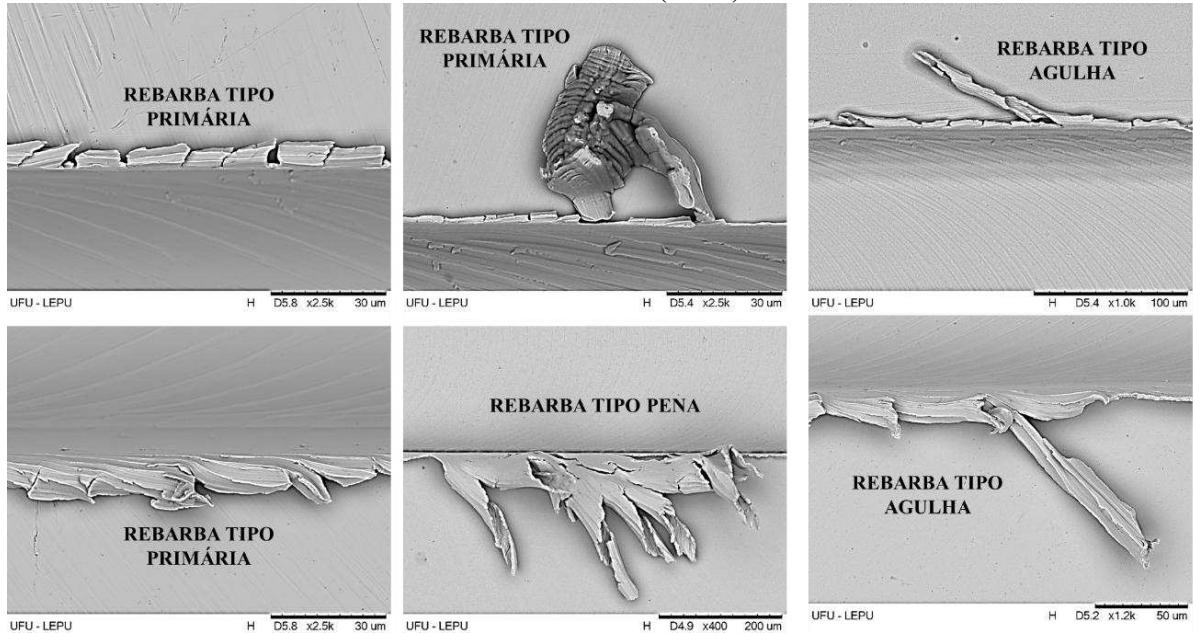


Fonte: própria autoria.

Chern *et al.* (2007) apresentaram uma classificação para rebarbas em microfresamento e, de acordo com os autores, foram identificadas rebarbas do tipo primária e agulha em ambos os materiais e, em ambos os lados do corte (concordante e discordante), porém a rebarba do tipo pena foi observada apenas no H13 laminado e para o lado concordante.

A Figura 68, a seguir, mostra esses tipos de rebarbas observadas no estudo realizado por Chern *et al.* (2007).

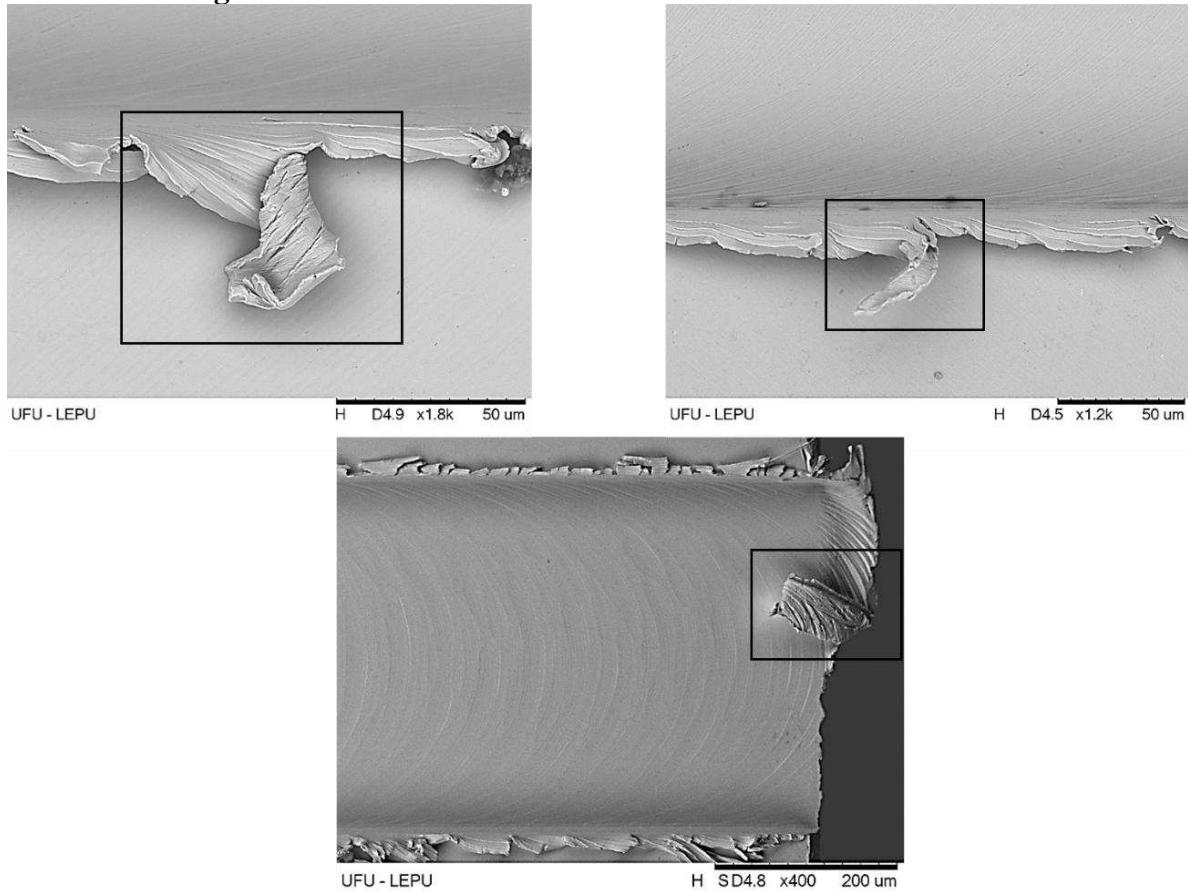
**Figura 68** - Tipos de rebarbas: primária, pena e agulha, observadas conforme a classificação de Chern *et al.* (2007).



**Fonte:** Chern *et al.* (2007).

Ainda, de acordo com a classificação de Chern *et al.* (2007), é possível identificar a rebarba do tipo agulha que se dobrou, mas este evento ocorreu também com a rebarba de saída como mostra a Figura 69, a seguir. O efeito de dobramento das rebarbas foi observado em todos os ensaios indiferente do material usinado e nos dois lados concordante e discordante.

**Figura 69** - Rebarbas dobradas observadas nos canais usinados.



**Fonte: própria autoria.**

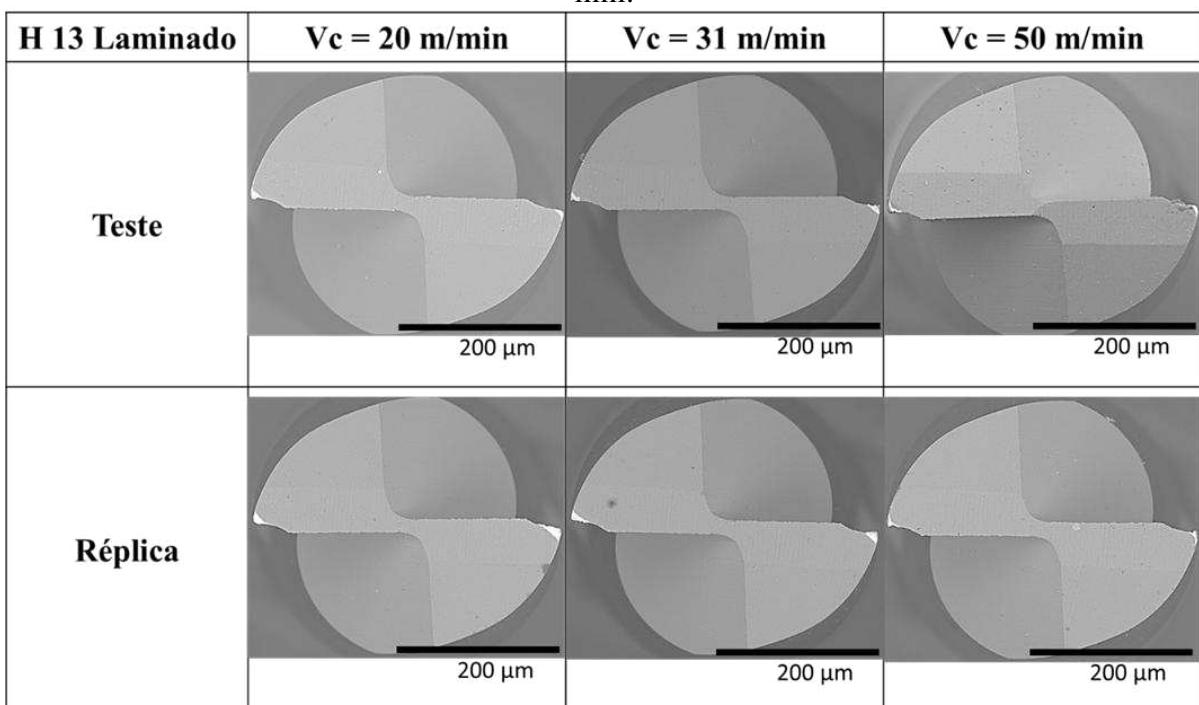
Em seu trabalho, Kumar, Bajpai e Singh (2017) concluíram que a otimização dos parâmetros de corte é o caminho para minimizar as dimensões das rebarbas, uma vez que é impossível impedir que ocorram. Para os autores, a formação da rebarba de topo pode ser reduzida, adotando-se uma pequena razão entre a profundidade de corte e o raio de aresta da ferramenta, e que outras técnicas, como o uso de fluidos de corte, resfriamento criogênico e dentre outras, também auxiliam no controle de rebarbas.

#### 4.6 Desgaste das microfresas

Nessa seção, serão mostrados os desgastes das ferramentas empregadas após a usinagem, uma vez que a análise de desgaste foi realizada apenas após a conclusão dos 10 canais. Serão fornecidas análises qualitativas para confirmar as variações da geometria da ferramenta e de seu desgaste, além de se estabelecer uma correlação entre os diferentes tipos de materiais ensaiados e os resultados obtidos nos testes.

A Figura 70, abaixo, apresenta imagens produzidas pelo MEV de todas as ferramentas empregadas no H13 laminado, seja nos testes ou nas réplicas, sendo um total de 6 microfresas. As imagens representam a superfície secundária de folga, onde é possível identificar os desgastes de flanco da aresta de corte secundária e consequentemente da aresta de corte primária, da face e falhas catastróficas ocorridas na aresta cortante. Além disso, é possível aferir de forma qualitativa que a velocidade inferior experimentada removeu a cobertura da ferramenta expondo seu substrato, e, para as maiores velocidades utilizadas, esse processo já acontece de forma mais rápida, afetando diretamente a afiação (geometria) de corte da microfresa. Na Figura 70 é possível observar que a maior velocidade de corte foi a que mais alterou a geometria da aresta de corte, se comparado com as outras.

**Figura 70** - Imagens das ferramentas aplicadas ao aço H13 laminado após a usinagem de 100 mm.

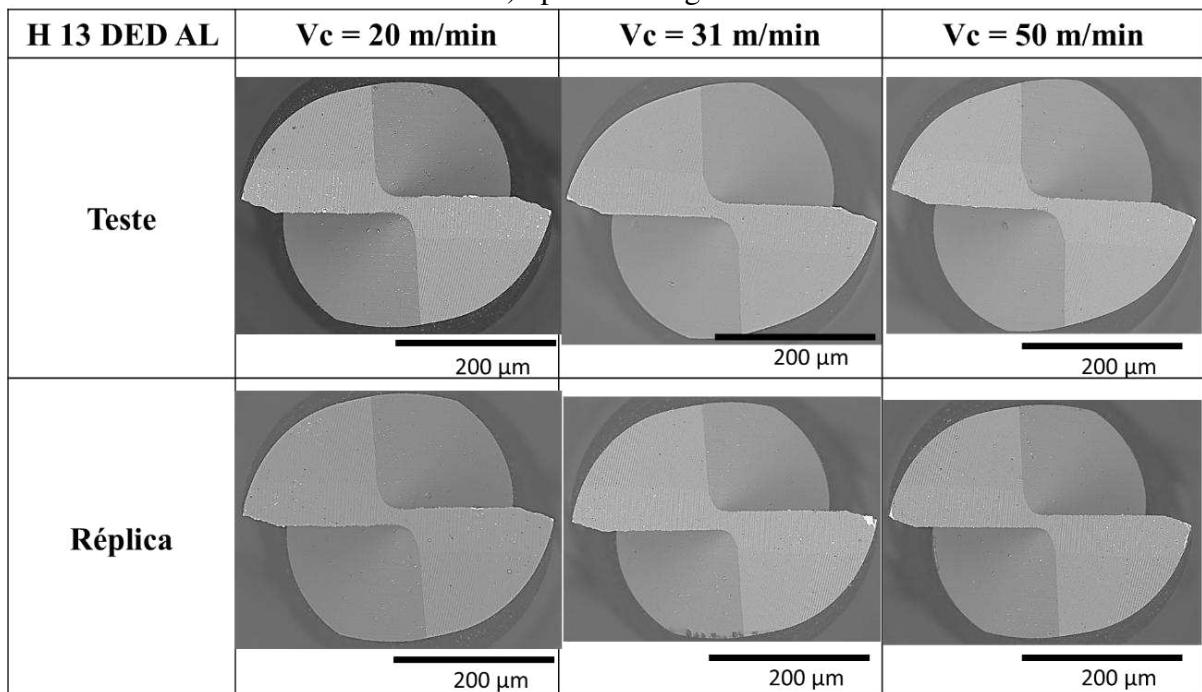


**Fonte:** própria autoria.

É possível observar a perda da cobertura da microfresa na região utilizada no corte, esse fator é causado pelos fatores físicos como a adesão (*attrition*), que ocorre devido à formação de aresta postiça de corte e seu posterior arrancamento, também pode ser ocasionada por outros fatores como a abrasão e difusão da cobertura aplicada na ferramenta. Além disso, é possível analisar que a região danificada é pequena em relação à área observada na microfresa, porém essa região desgastada representa a afiação e a capacidade de corte da ferramenta, alterando, assim, a sua geometria de corte e qualidade da superfície obtida.

A Figura 71, a seguir, mostra as microfresas após a usinagem do aço H13 proveniente da manufatura do tipo DED que passou pelo processo térmico de alívio de tensão obtendo uma dureza de 50 HRc. As ferramentas são revestidas de TiAlN e foram empregados os mesmos parâmetros e condições de corte que no aço H13 laminado com dureza de 188 HV. Os resultados obtidos na Figura 71 mostram que, após o comprimento de usinagem de 10 canais, o desgaste da aresta de corte foi acentuado em relação ao processo no H13 laminado. É possível observar que este material de maior dureza causou maior dano à aresta de corte, removendo-a por completo. Dentre os fatores que levam a esse fenômeno, tem-se a alta dureza do H13 DED AT, que se mantém elevada mesmo em altas temperaturas, sendo assim, gerando tensões altas que atuam na aresta de corte da ferramenta, o que pode causar o desgaste acelerado. Ainda, outra possibilidade é a não adequação dos parâmetros de corte e/ou condições de lubrificação para a presente combinação entre o par microfresa e material usinado.

**Figura 71** - Imagens das ferramentas aplicadas ao aço H13 DED, Alívio de Tensão (DED AT) após a usinagem.

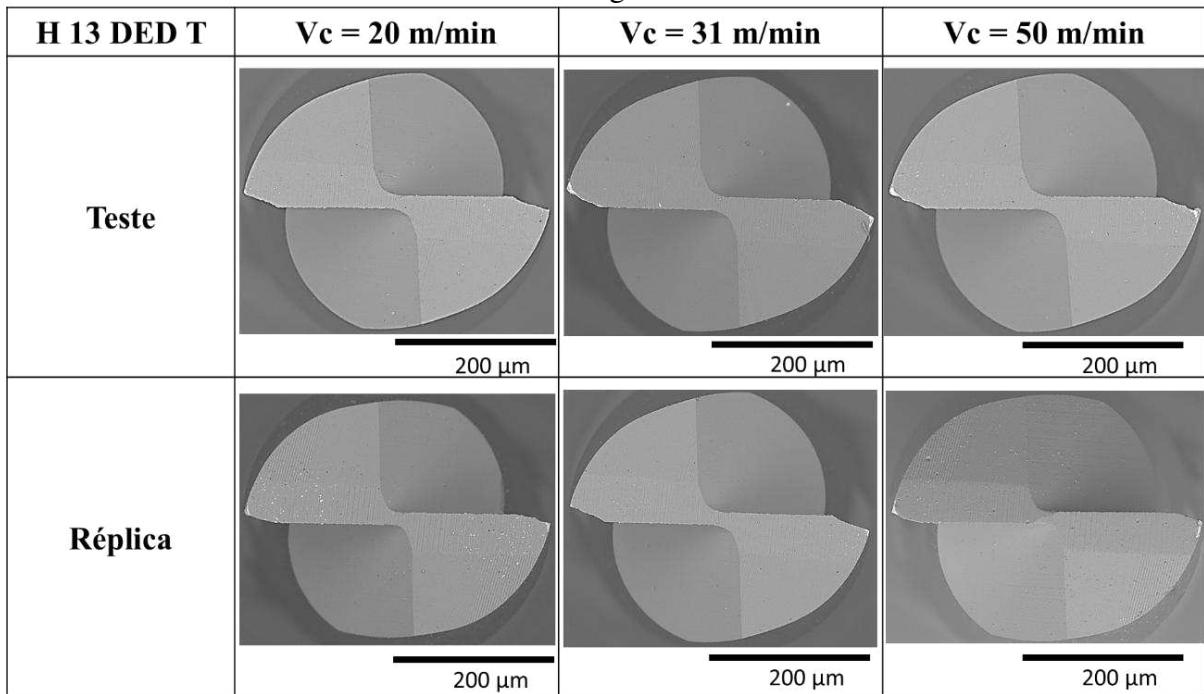


**Fonte:** própria autoria.

A seguir, a Figura 72 apresenta as microfresas após a usinagem do aço H13 DED que passou pelo processo térmico de têmpera e, em seguida, 3 processos de revenimento, apresentando uma dureza de 47 HRc. Os resultados são semelhantes ao observado no DED AT, e ocorreu um desgaste acentuado da aresta de corte da ferramenta, podendo ser explicado pelos

mesmos fatores mencionados acima, ou seja, elevada dureza e alta capacidade de abrasão do aço H13, que acelerou o desgaste da aresta de corte.

**Figura 72** - Imagens das ferramentas aplicadas ao aço H13 DED Temperada (DED T) após a usinagem.



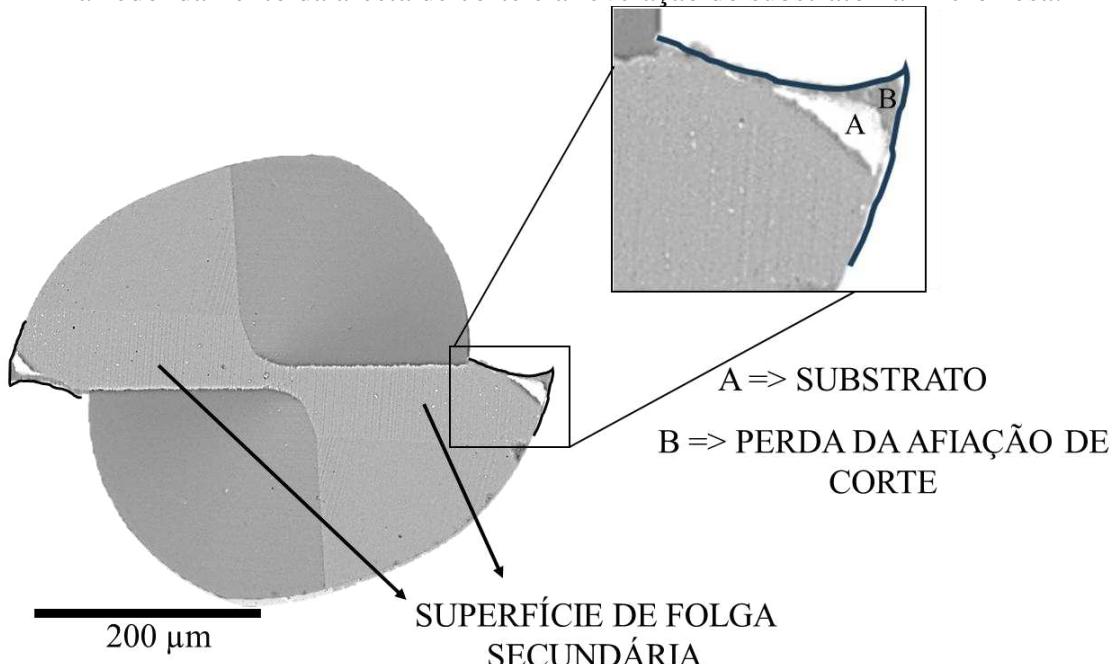
**Fonte: própria autoria.**

Já na Figura 73, a seguir, tem-se o resultado da sobreposição da microfresa usada sobre a microfresa nova, onde é possível observar que a cunha (aresta) de corte da microfresa assumiu valores de raio de arredondamento maiores que a forma original, pois na Fig. 73, a letra B está sobre a imagem da microfresa nova, e a letra A está sobre a aresta desgastada da microfresa utilizada. No estudo de Uriarte *et al.* (2008), observou-se um efeito parecido de arredondamento do raio de aresta da microfresa para um diâmetro de 200  $\mu\text{m}$ . Os autores destacaram que esse efeito é extremamente relevante na microusinagem de materiais duros, e sugeriram que a remoção adequada de material para atenuar este efeito seria em torno da menor quantidade possível de cavaco.

Ademais, esse arredondamento da aresta de corte permite observar que a formação de rebarbas aumentou devido ao desgaste da microferramenta de corte ao longo do tempo. Dolinsek (2003) e Filiz *et al.* (2007) também mencionaram este efeito em seus estudos. Além disso, em seu trabalho, Oliveira (2019) avaliou o efeito escala no microfresamento da liga de Inconel e observou, através de simulação numérica, que os cavacos que escoam pela superfície de folga secundária apresentam maior espessura do que os que escoam pela superfície de folga

principal, e este fato pode estar ligado ao comportamento do desgaste severo na região de folga secundária. A autora afirma que esse resultado comprova que, durante o corte, existe contato entre a superfície de folga secundária e a peça trabalhada, e ainda destaca a importância de se avaliar como critério a geometria de ferramenta empregada nos processos de microfresamento de aços endurecidos.

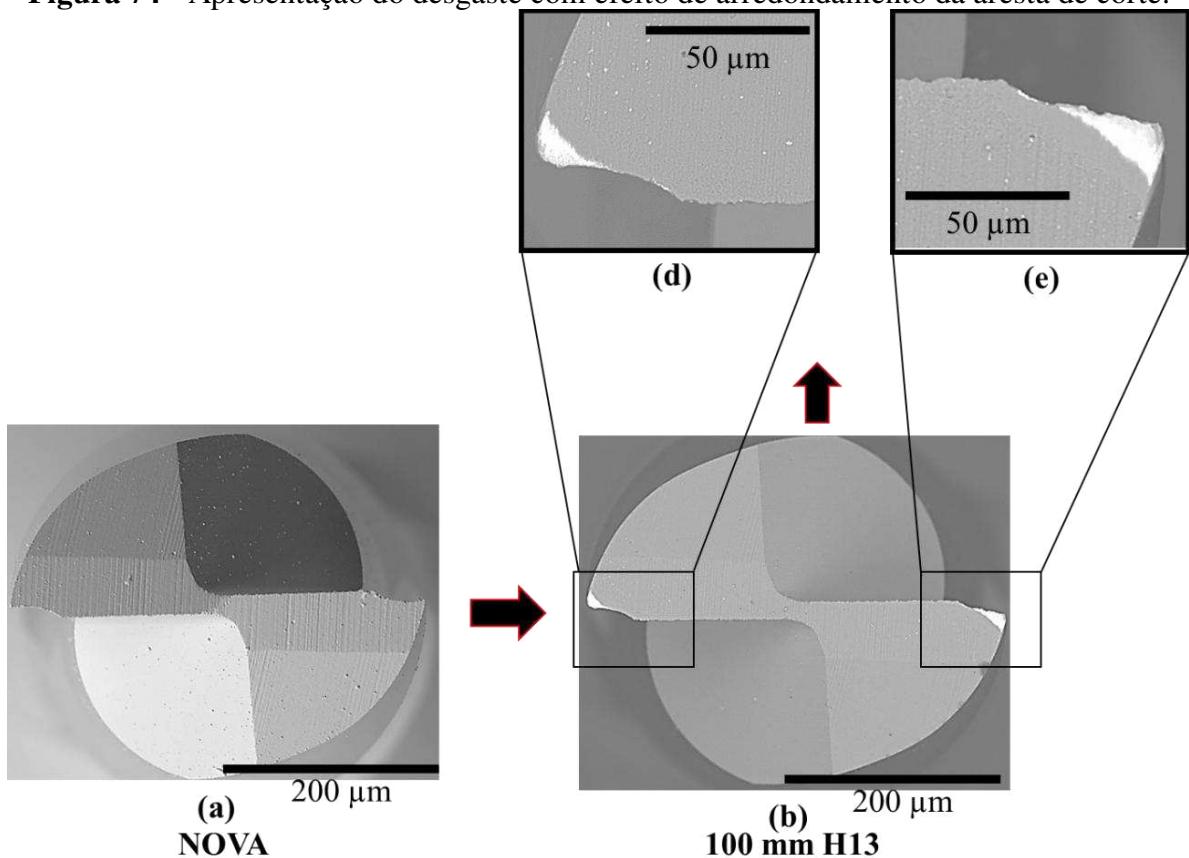
**Figura 73** - Sobreposição da ferramenta usada sobre a ferramenta nova, destacando o arredondamento da aresta de corte e a revelação do substrato na microfresa.



**Fonte:** própria autoria.

A seguir, a Figura 74 apresenta a superfície secundária de folga, onde é dado destaque à ponta da microfresa, a qual perdeu a sua afiação. Esse fato ocorreu em todos os resultados analisados. Para determinar as formas e processos de desgaste, as imagens da superfície secundária de folga foram examinadas. Com isso, é possível observar a presença do desgaste na ponta da ferramenta, conforme Fig. 74 (d) e (e). De acordo com a ISO 8688, o desgaste de flanco é medido na superfície principal de folga, porém, autores como Alhadeff *et al.* (2019) afirmam que é possível observar o desgaste de flanco na superfície secundária de folga. É importante frisar que avaliar o desgaste nesta superfície é melhor devido à dificuldade de posicionamento da microfresa no MEV.

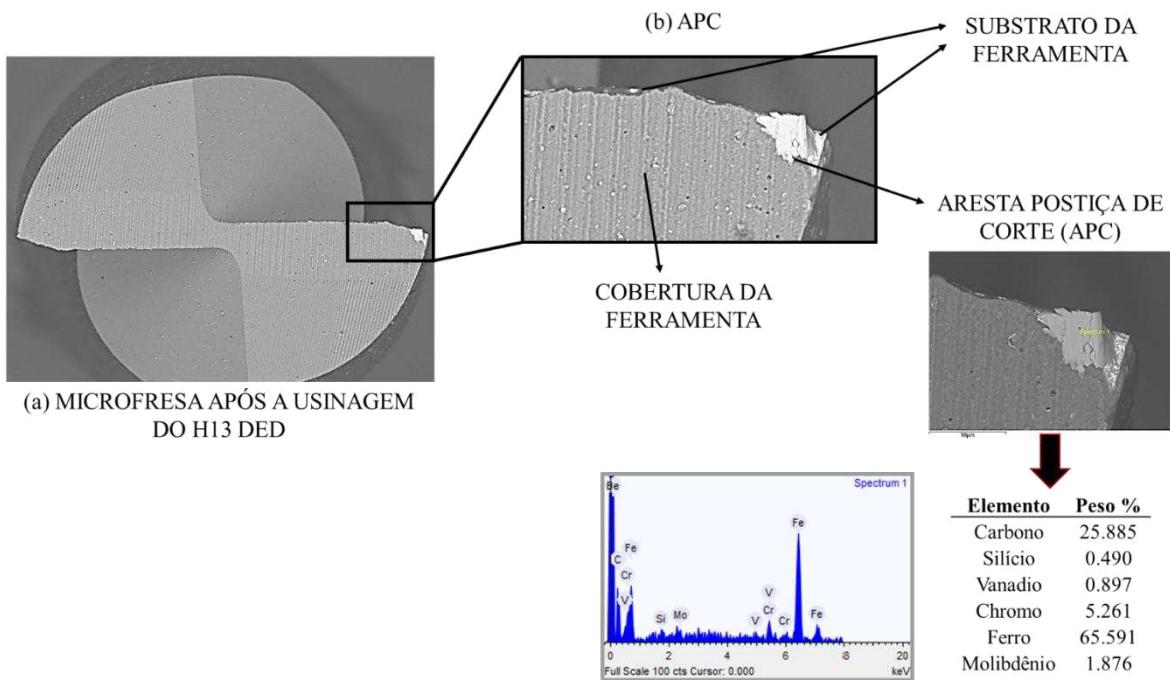
**Figura 74** - Apresentação do desgaste com efeito de arredondamento da aresta de corte.



Fonte: própria autoria.

A seguir, a Figura 75 mostra uma ampliação da microferramenta vista no MEV após a usinagem. Com a análise por espectroscopia de energia dispersiva - EDS, é possível identificar material da peça trabalhada aderido na área da aresta de corte, devido principalmente à presença do elemento Cromo que pertence ao aço H13, fenômeno identificado como aresta postiça de corte (APC). Esse fenômeno indica a aderência entre o cavaco e o material da ferramenta, sendo que esse fato modifica a forma da aresta de corte da microfresa e também os processos de desgaste sofridos pela mesma (Wang *et al.*, 2016). Além disso, de acordo com os autores Ucun; Aslantas e Bedir (2013), o uso de sistemas de MQL para lubrificação do corte faz com que as partículas de lubrificante interfiram na interação cavaco-ferramenta limitando a formação de APC. Contudo, embora o presente trabalho tenha utilizado o sistema de MQL com ar comprimido sobre alta pressão, foi detectada a presença de APC.

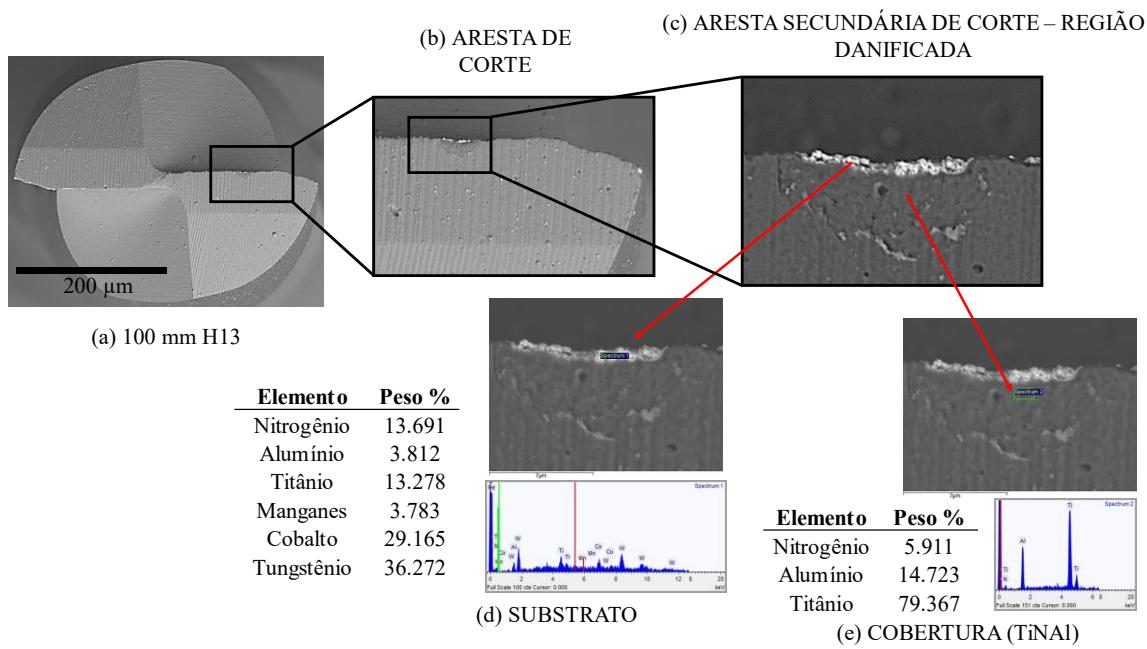
**Figura 75** - Aresta postiça de corte formada na superfície secundária de folga durante o microfresamento, onde: (a) microfresa após a usinagem do aço H13 DED, (b) aresta postiça de corte e a revelação do substrato, e (c) análise de EDS do material aderido.



Fonte: própria autoria.

Conforme observado nas imagens anteriores, é notável que o processo de abrasão da cobertura ocorre de forma a atingir o substrato da ferramenta, alterando a geometria de corte. Esse fato ocorre principalmente sobre a região de maior esforço da ferramenta que é a sua ponta, onde se encontra a aresta de corte. A Figura 76, a seguir, mostra o resultado de análise de EDS na região da aresta secundária de corte da microfresa onde é possível observar a perda da cobertura e a revelação do substrato. A imagem da Figura 76 apresenta o resultado do EDS feito na região exposta (substrato) devido à presença de elementos como manganês, cobalto e tungstênio e, também da região da cobertura de TiAlN, devido à presença de alumínio, titânio e nitrogênio. Ainda na Fig. 76 c), é possível observar as camadas em que foi aplicada a cobertura da ferramenta.

**Figura 76** - EDS do substrato e cobertura da ferramenta.

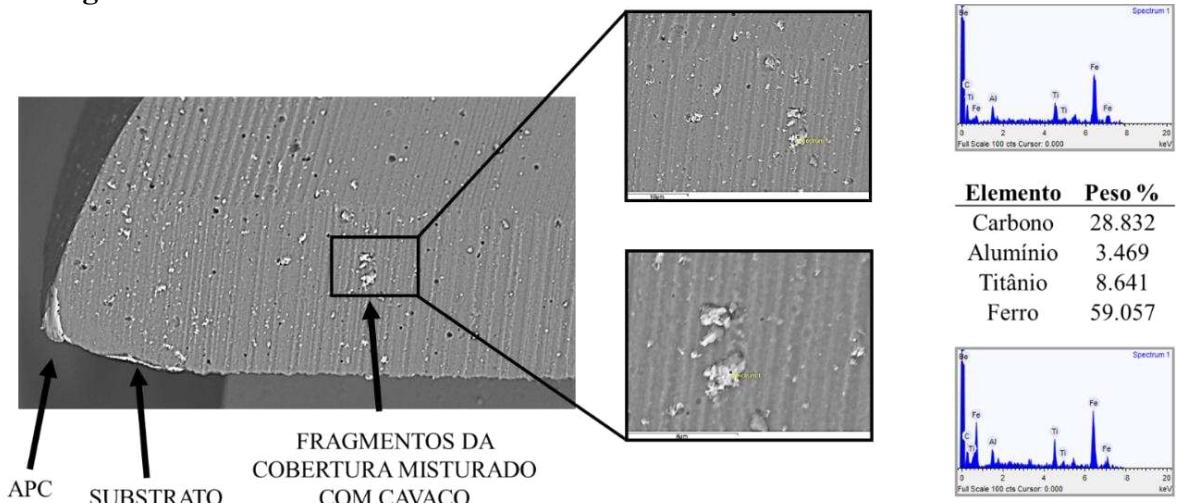


**Fonte: própria autoria.**

As análises realizadas no MEV devem ser sempre acompanhadas de muita atenção aos detalhes, seja para identificar os tipos de rebarbas, cavacos aderidos, cavacos esfera, porosidade, dentre outras características deixadas na superfície da peça usinada. O mesmo ocorre para as análises com as microfresas, e, uma vez identificado qualquer detalhe, como fragmentos em sua superfície, é importante realizar uma análise mais aprofundada.

A Figura 77 apresentada a seguir mostra a aresta cortante de uma microfresa após a usinagem do aço H13, e, dentre os pontos observados, podem-se destacar, a perda da aresta de corte, a presença de APC, perda da cobertura e revelação do substrato. Mas chamam a atenção os fragmentos selecionados na imagem, que mostram pequenos pedaços da cobertura que se fundiram juntamente ou com o material usinado ou com substrato da ferramenta. A análise de EDS demonstra que, em sua composição, além dos elementos presentes na cobertura de TiAlN, há a presença de ferro indicando que esse pedaço de cobertura se misturou com o aço, ou do substrato ou da própria peça de trabalho.

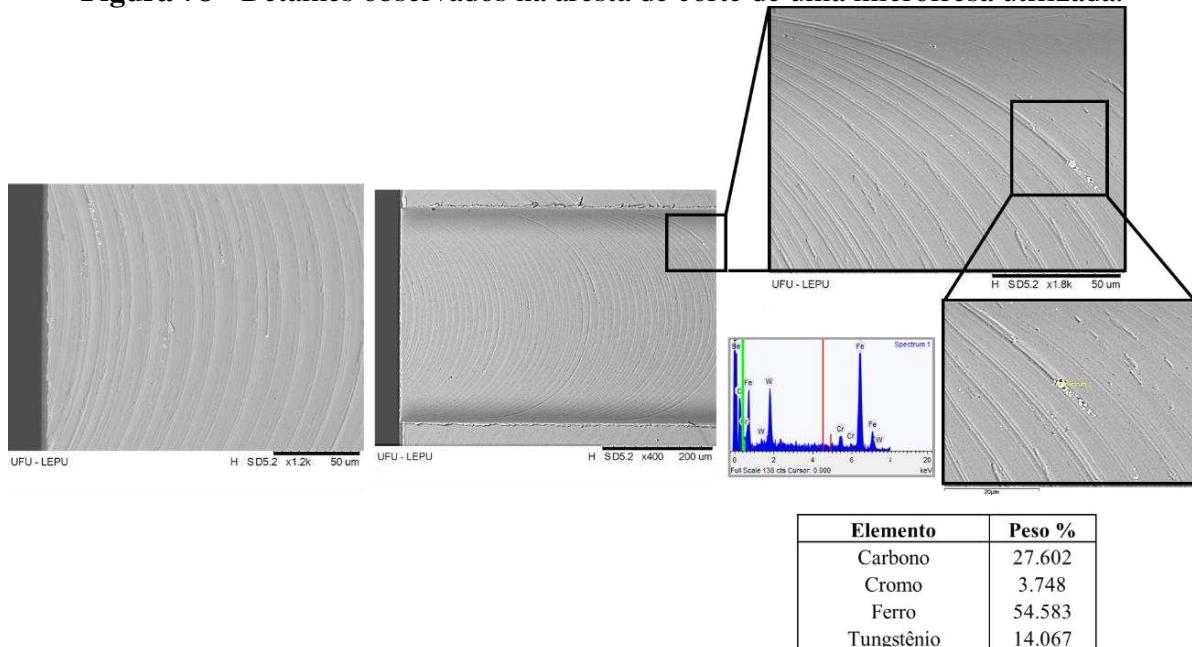
**Figura 77** - Detalhes observados na aresta de corte de uma microfresa utilizada.



**Fonte:** própria autoria.

A Figura 78 a seguir mostra que a ferramenta perde sua cobertura já nos primeiros passos de sua usinagem. A Figura 78 apresenta as marcas de avanço para o primeiro canal no material DED T e com velocidade de corte  $V_c = 50$  m/min. A fotografia dá destaque para os pontos brilhantes das marcas de avanço que foram interrompidas provavelmente pelo desprendimento de material aderido na aresta de corte que durante a sua remoção carregou consigo material da aresta de corte, as evidências dessa ocorrência se dão pela presença de material de substrato da ferramenta (Tungstênio).

**Figura 78** - Detalhes observados na aresta de corte de uma microfresa utilizada.



**Fonte:** própria autoria.

#### 4.7 Discussão geral

O presente estudo analisou o aço H13, em três condições – laminado convencional, manufaturado por DED com alívio de tensões e DED com tratamento de têmpora e revenimentos. Observou-se que o desgaste da aresta de corte é significativamente elevado. Isso se deve à presença de carbonetos na matriz martensítica, além de elementos de liga, como o cromo, e, especialmente, ao efeito de *attrition*, que remove o material aderido à superfície da ferramenta, comprometendo sua cobertura e alterando sua geometria de corte.

É importante notar que o desgaste pode variar conforme o tratamento aplicado. Na condição laminada, que apresenta dureza de 188 HV, o comportamento do material é mais característico de materiais dúcteis, refletindo-se nas deformações elásticas (*plowing*) observadas nas rebarbas. Em contrapartida, nas condições produzidas por manufatura aditiva, a alta energia utilizada, seguida dos tratamentos térmicos, confere ao material maior resistência à deformação, resultando em aumento do esforço de corte e acelerando o desgaste da ferramenta ao longo do processo. Embora o desgaste esteja associado à formação de rebarbas, a característica frágil do material fabricado por DED torna essas rebarbas mais quebradiças, o que reduz suas dimensões.

Os pré-testes realizados nesse estudo indicaram que os parâmetros de corte empregados são extremamente agressivos para as microfresas. A utilização de fluido, em combinação com a pressão do ar comprimido, revelou-se necessária para viabilizar o processo nessas condições. O uso de fluidos de corte nos processos de microfresamento tem se tornado cada vez mais comum, pois é um recurso crucial para melhorar a qualidade da superfície usinada e, ao mesmo tempo, essencial para minimizar o desgaste da microfresa. Esses fluidos são eficazes na redução de desgastes por lascamentos, difusão e adesão, além de diminuir o desgaste na aresta secundária de corte e o desgaste de flanco.

O presente estudo identificou fenômenos do processo de microfresamento do aço H13 que precisam ser investigados mais a fundo, como a perda de cobertura da aresta secundária de corte, mostrando que ocorre atrito nessa região, a formação de cavaco inferior e a perda da afiação da ferramenta já nos primeiros passos, fato evidenciado pela presença de substrato e cobertura na entrada dos primeiros canais. Além disso, verificou-se a presença de cavaco do tipo pena dobrado e a presença do cavaco esferoidal, dos quais, as primeiras evidências sugerem ser oxidações exotérmicas, porém são necessárias maiores investigações, pois o presente estudo utilizou de lubrificação em abundância associado à alta pressão do ar comprimido (6 bar).

Os materiais DED em alta dureza apresentaram resultados bons com relação à formação de rebarba, e, embora sua rugosidade tenha sido maior que a do laminado, os valores atendem às necessidades para utilização deste material em moldes e matrizes. Contudo, a presença de poros de grandes dimensões pode inviabilizar a aplicação desses materiais em moldes e matrizes e necessita de maiores investigações a respeito da formação desses poros. Com isso, o presente estudo contribui para as investigações de microfresamento no aço H13 e analisa a utilização de materiais DED e sua resposta ao processo de microfresamento.

## 5 CONCLUSÕES

Com base nos ensaios e análises conduzidos sobre o microfresamento do aço H13, foram extraídas as seguintes conclusões:

- Os valores de rugosidade requeridos para moldes e matrizes foram atendidos para ambos os materiais;
- As análises estatísticas da rugosidade mostraram que a velocidade de corte, material e comprimento usinado são significativos na resposta;
- Os materiais DED apresentaram valores médios de rugosidade superiores ao H13 laminado;
- O material DED no estado temperado e revenido apresentou os maiores valores de rugosidade;
- A velocidade intermediária de 31 m/min apresentou os melhores resultados de rugosidade para o material DED;
- Para o aço H13 Laminado, a menor velocidade ( $V_c = 20$  m/min) apresentou a menor rugosidade;
- A presença de poros no material DED foi detectada, com dimensões de até 26  $\mu\text{m}$  de diâmetro;
- As maiores velocidades de corte resultaram em desgaste mais acentuado da ferramenta, evidenciado pelo aumento no volume de rebarbas nos últimos canais usinados para a velocidade de  $V_c = 50$  m/min. Isso indica que, com o aumento da velocidade, o desgaste da microfresa foi mais intenso, afetando a qualidade da usinagem;
- As rebarbas foram maiores para o lado concordante;

- As rebarbas de saída na parede do lado discordante foram observadas e suas dimensões carecem de atenção, bem como as do fundo do canal;
- O material laminado tende a formar rebarbas maiores e do tipo pena e agulha;
- Nos materiais DED foram observadas apenas rebarbas primárias;
- Os desgastes identificados são o arredondamento da aresta de corte e desgaste de flanco, sendo maiores para os materiais DED com maior dureza;
- As microfresas cobertas de TiAlN e com diâmetro de 400  $\mu\text{m}$  podem ser empregadas no microfresamento do aço H13 proveniente da manufatura DED, se comparado com a usinagem do aço H13 laminado.
- As marcas impressas no fundo do canal mostram que a perda da cobertura e lascamentos na aresta de corte ocorre já nos primeiros passos para a ferramenta.

## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar os testes de microfresamento do aço H13 em condição de lubrificação submersa para avaliar a presença de esferas;
- Comparar os materiais DED em dureza menor com o objetivo de avaliar o desgaste da ferramenta e a formação de rebarbas;
- Colar fita adesiva sobre a peça a ser usinada e avaliar os resultados com relação às rebarbas;
- Utilizar de técnicas de visão computacional para quantificar as rebarbas e o desgaste das microfresas;
- Medir e quantificar as rebarbas de saída;
- Ampliar as análises de desgaste medindo canal por canal, por exemplo, uma fresa confecciona 1 canal, outra 2 e assim por diante até o décimo canal;
- Investigar mais velocidade de corte em torno de 31 m/min;
- Analisar as causas de vibração durante o processo de microfresamento.

## REFERÊNCIAS

ABNT NBR 8404:1984. Indicação do estado de superfícies em desenhos técnicos. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Brasil, 1984. 10.

AFAZOV, S. M.; RATCHEV, S. M.; SEGAL, J. Prediction and experimental validation of micro-milling cutting forces of AISI H13 steel at hardness between 35 and 60 HRC. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 62, n. 9-12, p. 887-899, 2012.

<https://doi.org/10.1007/s00170-011-3864-7>

ahn, Dong-Gyu. Directed energy deposition (DED) process: State of the art. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology, v. 8, p. 703-742, 2021.

<https://doi.org/10.1007/s40684-020-00302-7>

ALI, M. Y. et al. Prediction of burr formation in fabricating MEMS components by micro end milling. Advanced Materials Research, v. 74, p. 247-250, 2009.

<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.74.247>

ALHADEFF, L.L., MARSHALL, M. B., CURTIS, D.T., SLATTER, T., Protocol for tool wear measurement in micro-milling, Wear, 420-421, 2019, p. 54-67.

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

ALTAN, T.; LILLY, B.; YEN, Y. C. Manufacturing of dies and molds. CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 50, n. 2, p. 404-422, 2001.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62988-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62988-6)

ARAMCHAROEN, A. et al. Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 48, n. 14, p. 1578-1584, 2008.

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

ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. Precision Engineering, v. 33, n. 4, p. 402-407, 2009.

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

ARRUDA, É. M. et al. Robust optimization of surface roughness of AISI H13 hardened steel in the finishing milling using ball nose end mills. Precision Engineering, 60, 194-214. 2019.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.07.013>

AURICH, J. C. et al. Burrs-Analysis, control and removal. CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 58, n. 2, p. 519-542, 2009.

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

BAHARUDIN, B. H. T.; DIMOU, N.; HON, K. K. B. Tool Wear Behaviour of Micro-Tools in High Speed CNC Machining. Proceedings of the 34th International MATADOR Conference, p. 111-118, 2004.  
[https://doi.org/10.1007/978-1-4471-0647-0\\_17](https://doi.org/10.1007/978-1-4471-0647-0_17)

BAJPAI, V.; KUSHWAHA, A. K.; SINGH, R. K. Burr formation and surface quality in high speed micromilling of titanium alloy (Ti6Al4V). ASME 2013 International Manufacturing Science and Engineering Conference Collocated with the 41st North American Manufacturing Research Conference, MSEC 2013, v. 2, p. 1-8, 2013.  
<https://doi.org/10.1115/MSEC2013-1216>

BÄKER, M. Finite element simulation of high-speed cutting forces. Journal of Materials Processing Technology, v. 176, n. 1-3, p. 117-126, 2006.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.02.019>

BAO, W. Y.; TANSEL, I. N. Modeling micro-end-milling operations. Part I: Analytical cutting force model. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 40, n. 15, p. 2155-2173, 2000.  
[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00054-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00054-7)

BARRAGAN, German et al. Characterization and Optimization of Process Parameters for Directed Energy Deposition Powder-Fed Laser System. Journal of Materials Engineering and Performance, v. 30, n. 7, p. 5297-5306, 2021.  
<https://doi.org/10.1007/s11665-021-05762-9>

BATISTA, M. F.; RODRIGUES, A. R. Modelling and characterisation of roughness of moulds produced by high-speed machining with ball-nose end mill. Journal of engineering manufacture, p. 1-12, 2015.

BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; DE CHIFFRE, L. Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. Journal of Materials Processing Technology, v. 167, n. 2-3, p. 201-207, 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.029>

BOUJELBENE, M. et al. Productivity enhancement in dies and molds manufacturing by the use of C1 continuous tool path. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 44, n. 1, p. 101-107, 2004.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2003.08.005>

CÂMARA, M. A. et al. State of the Art on Micromilling of Materials, a Review. Journal of Materials Science and 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)

CARLOS, J.; FERREIRA, E.; MAGALHA, L. C. Assessment of tool path strategies for milling complex surfaces in hardened. 2018.

COLDWELL, H. et al. Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 135, n. 2-3, p. 301-311, 2003. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00861-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00861-0)

CUNNINGHAM, R. et al. Analyzing the effects of powder and post-processing on porosity and properties of electron beam melted Ti-6Al-4V. *Materials Research Letters*, 5(7), 516-525. 2017.

<https://doi.org/10.1080/21663831.2017.1340911>

CRISTOFARO, S. et al. High-speed micro-milling: Novel coatings for tool wear reduction. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 63, p. 16-20, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.07.005>

DAVIM, J. P. *Machining - Fundamentals and Recent Advances*. Aveiro: [s.n.]. v. 5, 2008.

DING, H.; SHEN, N.; SHIN, Y. C. Experimental and modeling analysis of micro-milling of hardened H13 tool steel. *ASME 2011 International Manufacturing Science and Engineering Conference*, MSEC. 2011. Anais... 2011 <https://doi.org/10.1115/MSEC2011-50244>

DING, T. et al. Empirical models and optimal cutting parameters for cutting forces and surface roughness in hard milling of AISI H13 steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 51, n. 1-4, p. 45-55, 2010. <https://doi.org/10.1007/s00170-010-2598-2>

DING, Y. et al. Study on the critical negative rake angle of the negative rake angle tool based on the stagnant characteristics in micro-cutting. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 107, n. 5-6, p. 2055-2064, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05158-4>

DOLINSEK, S. Work-Hardening In the Drilling of Austenitic Stainless Steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 133, n. 1, p. 63-70, 2003. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00245-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00245-5)>. Acesso em: 10 abr. 2022. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00245-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00245-5)

DOLINŠEK, S.; EKINOVIĆ, S.; KOPAČ, J.. A contribution to the understanding of chip formation mechanism in high-speed cutting of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 157, 485-490. 2004. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.07.144>

DOYLE, E.D.A., DEAN, S.K., An insight into grinding from a materials viewpoint, *Ann. CIRP*, v. 29 (2), 1980, p. 571-575. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(16\)30155-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(16)30155-X)>. Acesso em: 20 mar. 2022. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(16\)30155-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(16)30155-X)

ELBESTAWI, M. A. et al.. High-speed milling of dies and molds in their hardened state. *CIRP Annals*, 46(1), 57-62. 1997. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60775-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60775-6)

FALLBÖHMER, P. et al. Survey of the die and mold manufacturing industry - Practices in Germany, Japan, and the United States. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 59, n. 1-2, SPEC. ISS., p. 158-168, 1996.  
[https://doi.org/10.1016/0924-0136\(96\)02297-2](https://doi.org/10.1016/0924-0136(96)02297-2)

FANG, N. Tool-chip friction in machining with a large negative rake angle tool. *Wear*, v. 258, n. 5-6, p. 890-897, 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.09.047>

FILIZ, S. et al. Micromilling of microbarbs for medical implants. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 48, n. 3-4, p. 459-472, 2008.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.08.020>

FILIZ, A. et al. An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide microendmills, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, 2007, p. 1088-1100. doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.09.024  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.09.024>

GAITONDE, V. N. et al. Genetic algorithm-based burr size minimization in drilling of AISI 316L stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 197, n. 1-3, p. 225-236, 2008.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.06.029>

GHANI, J. A.; CHOUDHURY, I. A.; HASSAN, H. H. Application of Taguchi method in the optimization of end milling parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 145, n. 1, p. 84-92, 2004.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00865-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00865-3)

GILLESPIE, L. K. Gillespie, LaRoux K-Deburring and edge finishing handbook. American Society of Mechanical Engineers, Society of Manufacturing Engineers. (1999). [s.l: s.n.].

GILLESPIE, L. K.; NEAL, B. J.; ALBRIGHT, R. K. Burrs produced by end milling. [s.l: s.n.].

GIRARDIN, E. et al. Characterization of porosity in a laser sintered MMCp using X-ray synchrotron phase contrast microtomography. *Materials Sciences and Applications*, 2(09), 1322. 2011.  
<https://doi.org/10.4236/msa.2011.29180>

GOMES, M. C. Estudo Experimental do Microfresamento do Aço AISI 316L. 2019, 119 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia - MG.

GONG, X.; ANDERSON, T.; CHOU, K. Review on powder-based electron beam additive manufacturing technology. In *International Symposium on Flexible Automation* (Vol. 45110, pp. 507-515). American Society of Mechanical Engineers. 2012, June.  
<https://doi.org/10.1115/ISFA2012-7256>

GUO, X. et al. Effects of tool edge radius on chip formation during the micromachining of pure iron. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05528-y>

HASHIMURA, M.; HASSAMONTR, J.; DORNFELD, D. A. Effect of in-plane exit angle and rake angles on burr height and thickness in face milling operation. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, v. 121, n. 1, p. 13-19, 1999.

<https://doi.org/10.1115/1.2830566>

HEANEY, P. J. et al. Diamond coatings for micro end mills: Enabling the dry machining of aluminum at the micro-scale. Diamond and Related Materials, v. 17, n. 3, p. 223-233, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2007.12.009>

JIN, S. Y. et al. Burr formation and its treatments-a review. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 107, n. 5-6, p. 2189-2210, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05203-2>

KING, A. M. et al. Reducing waste: Repair, recondition, remanufacture or recycle? Sustainable Development, v. 14, n. 4, p. 257-267, 2006. <https://doi.org/10.1002/sd.271>

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, n. 4, p. 435-450, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2014.05.003>

KO, S. L.; DORNFELD, D. A. A study on burr formation mechanism. Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, v. 113, n. 1, p. 75-87, 1991. <https://doi.org/10.1115/1.2903385>

KOU, Z. et al. Burr Controlling in Micro Milling with Supporting Material Method. Procedia Manufacturing, v. 1, p. 501-511, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2015.09.015>

KUMAR, P.; BAJPAI, V.; SINGH, R. Burr height prediction of Ti6Al4V in high speed micro-milling by mathematical modeling. Manufacturing Letters, v. 11, p. 12-16, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.mfglet.2016.10.001>

LAI, X. et al. Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 48, n. 1, p. 1-14, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.08.011>

LAURO, C. H. et al. Influência da variação do tamanho de grão austenítico na qualidade superficial no processo de microfresamento do aço AISI H13 endurecido. Matéria (Rio de Janeiro), 19, 235-246. 2014. <https://doi.org/10.1590/S1517-70762014000300007>

LAURO, C. H. et al. Surface integrity in the micromachining: A review. *Reviews on Advanced Materials Science*, v. 40, n. 3, p. 227-234, 2015.

LAURO, C. H. et al. Behaviour of a biocompatible titanium alloy during orthogonal micro-cutting employing green machining techniques. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 98, n. 5-8, p. 1573-1589, 2018.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2352-8>

LEE, K.; DORNFELD, D. A. Micro-burr formation and minimization through process control. *Precision Engineering*, v. 29, n. 2, p. 246-252, 2005.  
<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2004.09.002>

LEE, Y. J.; WANG, H.. Current understanding of surface effects in microcutting. *Materials & Design*, v. 192, p. 108688, 2020.  
<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108688>

LEKKALA, R. et al. Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling. *Precision Engineering*, v. 35, n. 4, p. 625-637, 2011.  
<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2011.04.007>

LU, X. et al. Model of the instantaneous undeformed chip thickness in micro-milling based on tooth trajectory. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, v. 232, n. 2, p. 226-239, 2018.  
<https://doi.org/10.1177/0954405416639890>

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

MALAYATH, G.; SIDPARA, A. M.; DEB, S. Study of different materials response in micro milling using four edged micro end mill tools. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 56, n. January, p. 169-179, 2020.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.04.079>

MALEKIAN, M.; PARK, S. S.; JUN, M. B. G. Tool wear monitoring of micro-milling operations. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 209, n. 10, p. 4903-4914, 2009.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.01.013>

MANSO, C. S. et al. Investigation of micromilled tool steel H13 using tungsten carbide micro-end mills. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 107(3), 1179-1189, 2020.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-020-05075-6>

MATERIALS, M. Ferramentas de corte. 2020 - 2021. p. 1816, 2021.

MCHUGH, K.; LAVERNIA, E. Development and Demonstration of Advanced Tooling Alloys for Molds and Dies: Final Technical Report. [s.l: s.n.]. 2006.

MIAN, A. J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Identification of factors that dominate size effect in micro-machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 51, n. 5, p. 383-394, 2011.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.01.004>

MILAGRE, M. X. et al. Corrosion characterization of the 6061 Al-Mg-Si alloy in synthetic acid rain using neutron tomography. *Applied Radiation and Isotopes*, 184, 110197. 2022.  
<https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2022.110197>

MINITECH MACHINERY (Eua). The GX Granite Base Super Precision. 2022. Disponível em: <<https://minitechncmachines.com/the-gx-granite-base-superprecision/>>. Acesso em: 30 maio 2022.

MUHAMMAD, A. et al. Effect of tool coating and cutting parameters on surface roughness and burr formation during micromilling of inconel 718. *Metals*, 11(1), 167. 2021.  
<https://doi.org/10.3390/met11010167>

OHBUCHI, Y.; OBIKAWA, T. Finite element modeling of chip formation in the domain of negative rake angle cutting. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, v. 125, n. 3, p. 324-332, 2003.  
<https://doi.org/10.1115/1.1590999>

OLIAEI, S. N. B. et al. Micro tool design and fabrication: A review. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 36, n. August, p. 496-519, 2018.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.10.038>

OLIAEI, S. N. B.; KARPAT, Y. Built-up edge effects on process outputs of titanium alloy micro milling. *Precision Engineering*, v. 49, p. 305-315, 2017.  
<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.02.019>

OLIVEIRA, D. et al. ScienceDirect ScienceDirect Influence of cutting fluid application frequency on the surface quality of Influence of cutting fluid application frequency on the surface quality of micromilled slots on Inconel 718 alloy micromilled slots on Inc. *Procedia Manufacturing*, v. 48, n. 2019, p. 553-558, 2020.  
<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.05.082>

OLIVEIRA, D.; GOMES, M. C.; SILVA, M. B. Spheroidal chip in micromilling. *Wear*, v. 426-427, n. August 2018, p. 1672-1682, 2019.  
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.090>

OLIVEIRA, Adriel P. et al. Effect of microstructure and defect formation on the bending properties of additive manufactured H13 tool steel. *Journal of Materials Research and Technology*, v. 15, p. 3598-3609, 2021.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.10.011>

ÖZEL, T.; HSU, T. K.; ZEREN, E. Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 25, n. 3-4, p. 262-269, 2005.

<https://doi.org/10.1007/s00170-003-1878-5>

OZCELIK, B.; BAYRAMOGLU, M.. The statistical modeling of surface roughness in high-speed flat end milling. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 46(12-13), 1395-1402, 2006.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.10.005>

PARK, S. S.; MALEKIAN, M.. Mechanistic modeling and accurate measurement of micro end milling forces. CIRP Annals Manufacturing Technology, vol. 58, no. 1, pp. 49-52, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.03.060>

PRAKASH, M.; KANTHABABU, M. In-process tool condition monitoring using acoustic emission sensor in microendmilling. Machining Science and Technology, v. 17, n. 2, p. 209-227, 2013.

<https://doi.org/10.1080/10910344.2013.780541>

REZAEI, H.; SADEGHI, M. H.; BUDAK, E. Determination of minimum uncut chip thickness under various machining conditions during micro-milling of Ti-6Al-4V. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 95, n. 5-8, p. 1617-1634, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s00170-017-1329-3>

RIBEIRO FILHO, S. L. M. et al. Influence cutting parameters on the surface quality and corrosion behavior of Ti-6Al-4V alloy in synthetic body environment (SBF) using Response Surface Method. Measurement: Journal of the International Measurement Confederation, v. 88, p. 223-237, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2016.03.047>

ROUSHAN, A. et al. Performance evaluation of tool coatings and nanofluid MQL on the micro-machinability of Ti-6Al-4V. Journal of Manufacturing Processes, 73, 595-610. 2022.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.11.030>

SABOORI, A. et al. Application of directed energy deposition-based additive manufacturing in repair. Applied Sciences (Switzerland), v. 9, n. 16, 2019.

<https://doi.org/10.3390/app9163316>

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

SCHMIDT, J. et al. Requirements of an industrially applicable microcutting process for steel micro-structures. Microsystem Technologies, v. 8, n. 6, p. 402-408, 2002.

<https://doi.org/10.1007/s00542-002-0191-9>

SCHUELER, G. M. et al. Burrs - Analysis, Control and Removal. Burrs - Analysis, Control and Removal, 2010.

SCHWACH, D. W.; GUO, Y. B. Feasibility of producing optimal surface integrity by process design in hard turning. Materials Science and Engineering A, v. 395, n. 1-2, p. 116-123, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.12.012>

SILVA, L. C.; DA SILVA, M. B. Investigation of burr formation and tool wear in micromilling operation of duplex stainless steel. Precision Engineering, v. 60, n. August, p. 178-188, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.08.006>

SILVEIRA, M. L. Avaliação da integridade superficial do aço ABNT H13 submetido à operação de fresamento frontal. 2021. Disponível em: <<http://hdl.handle.net/1843/37662>>. Acesso em: 24 mar. 2022.

SIMONEAU, A., E. Ng; ELBESTAWI, M. A.. Grain size and orientation effects when microcutting AISI 1045 steel. CIRP Annals. Manufacturing Technology, vol. 56, no. 1, pp. 57-60, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.05.016>

SOUZA, A. F. et al. Evaluating the roughness according to the tool path strategy when milling free form surfaces for mold application. Procedia CIRP, v. 14, p. 188-193, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.089>

SOUZA, A. F.; DINIZ, A. E. Investigating the cutting phenomena in free-form milling using a ball-end cutting tool for die and mold manufacturing. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014.

SLOTWINSKI, J. A.; GARBOCZI, E. J.; HEBENSTREIT, K. M.. Porosity measurements and analysis for metal additive manufacturing process control. Journal of research of the National Institute of Standards and Technology, 119, 494. 2014. <https://doi.org/10.6028/jres.119.019>

STEELS, H. S. L. A. ASM Handbook, Volume 1, Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys Section: Carbon and Low-Alloy Steels, 1993.

SUN, Q. et al. Experimental study of micromilling burrs of 304 stainless steel. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 105, n. 11, p. 4651-4662, 2019. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-03839-3>

SVETLIZKY, D. et al. Directed energy deposition (DED) additive manufacturing: Physical characteristics, defects, challenges and applications. Materials Today, 49, 271-295. 2021. <https://doi.org/10.1016/j.mattod.2021.03.020>

TAKÁCS, M.; VERÖ, B.; MÉSZÁROS, I. Micromilling of metallic materials. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 138, n. 1-3, p. 152-155, 2003. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00064-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00064-5)

TANSEL, I. et al. Micro-end-milling - I. Wear and breakage. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 38, n. 12, p. 1419-1436, 1998. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(98\)00015-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(98)00015-7)

THEPSONTI, 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, n. 4, p. 532-542, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.11.003>

UCUN, İ.; ASLANTAS, K.; BEDİR, F. Finite element modeling of micro-milling: Numerical simulation and experimental validation. *Machining Science and Technology*, v. 20, n. 1, p. 148-172, 2016. <https://doi.org/10.1080/10910344.2016.1147650>

UHLMANN, E. et al. Tribology of Treated and Coated Cutting Tool Surfaces. *Encyclopedia Of Tribology*, [S.L.], p. 3896-3905, 2013. Springer US. Disponível em: <[http://dx.doi.org/10.1007/978-0-387-92897-5\\_615](http://dx.doi.org/10.1007/978-0-387-92897-5_615)>. Acesso em: 10 mar. 2022. [https://doi.org/10.1007/978-0-387-92897-5\\_615](https://doi.org/10.1007/978-0-387-92897-5_615)

UHLMANN, E.; SCHAUER, K. Dynamic load and strain analysis for the optimization of micro end mills. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 54, n. 1, p. 75-78, 2005. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60053-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60053-5)

UNIST, I. Coolubricator TM & Coolubricator JR TM - Operation Manual. MIAMI 49512: [s.n.].

URIARTE, L. et al. Mechanistic modelling of the micro end milling operation. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B. Journal of Engineering Manufacture*, v. 222, n. 1, p. 23-33, 2008. <https://doi.org/10.1243/09544054JEM837>

VIVANCOS, J. et al. Analysis of factors affecting the high-speed side milling of hardened die steels. *Journal of Materials Processing Technology*. Anais...2005 <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.02.155>

WANG, J.; Xu, Z.; Lu, X.. Effect of the quenching and tempering temperatures on the microstructure and mechanical properties of H13 steel. *Journal of materials engineering and performance*, 29(3), 1849-1859, (2020).56 <https://doi.org/10.1007/s11665-020-04686-0>

WILSON, J. M. et al. Remanufacturing of turbine blades by laser direct deposition with its energy and environmental impact analysis. *Journal of Cleaner Production*, v. 80, p. 170-178, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.05.084>

WU, X.; LI, L.; HE, N. Investigation on the burr formation mechanism in micro cutting. Precision Engineering, v. 47, p. 191-196, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2016.08.004>

YADAV, A. K. et al. FE modeling of burr size in high- speed micro-milling of Ti6Al4V. Precision Engineering, v. 49, p. 287-292, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.02.017>

YANG, X.; ZHANG, B.; BAI, Q. et al. Effect of grain size on subsurface characterization of pure iron subjected to orthogonal cutting. Int J Adv Manuf Technol 120, 5793-5806 (2022). <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09156-6>

YUE, C.; GAO, H.; LIU, X.; LIANG, S. Y.; WANG, L.. A review of chatter vibration research in milling. Chinese Journal Of Aeronautics, [S.L.], v. 32, n. 2, p. 215-242, fev. 2019. Elsevier BV. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.cja.2018.11.007>>. Acesso em: 10 mar. 2022. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.11.007>

ZHANG, X.; YU, T.; WANG, W. Cutting forces modeling for micro flat end milling by considering tool run-out and bottom edge cutting effect. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B. Journal of Engineering Manufacture, v. 233, n. 2, p. 470-485, 2019.

<https://doi.org/10.1177/0954405417726811>

ZHU, K.; YU, X. The monitoring of micro milling tool wear conditions by wear area estimation. Mechanical Systems and Signal Processing, v. 93, p. 80-91, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2017.02.004>

ZIBEROV, M. et al. Effect of Cutting Fluid on Micromilling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. Procedia Manufacturing, v. 5, n. 2003, p. 332-347, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2016.08.029>

ZIBEROV, M. et al. Wear of TiAlN and DLC coated microtools in micromilling of Ti-6Al-4V alloy. Journal of Manufacturing Processes, v. 56, n. March, p. 337-349, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.04.082>