

**MILLA CAROLINE GOMES**

**ESTUDO DO PROCESSO DE MICROFRESAMENTO  
EM AÇO INOXIDÁVEL ABNT 316L PRODUZIDO  
POR FUNDIÇÃO E MANUFATURA ADITIVA**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

**2022**

**MILLA CAROLINE GOMES**

**ESTUDO DO PROCESSO DE MICROFRESAMENTO  
EM AÇO INOXIDÁVEL ABNT 316L PRODUZIDO  
POR FUNDIÇÃO E MANUFATURA ADITIVA**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

**Uberlândia - MG**

**2022**

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

G633  
2022 Gomes, Milla Caroline, 1992-  
Estudo do processo de microfresamento em aço inoxidável ABNT  
316L produzido por fundição e manufatura aditiva [recurso eletrônico]  
/ Milla Caroline Gomes. - 2022.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.

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

Modo de acesso: Internet.

Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2022.380>

Inclui bibliografia.

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

CDU: 621



## 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.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br



### ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado Acadêmico, nº 334, COPEM				
Data:	11/08/2022	Hora de início:	08:00	Hora de encerramento:	12:00
Matrícula do Discente:	11913EMC018				
Nome do Discente:	Milla Caroline Gomes				
Título do Trabalho:	ESTUDO DO PROCESSO DE MICROFRESAMENTO EM AÇO INOXIDÁVEL ABNT 316L PRODUZIDO POR FUNDIÇÃO E MANUFATURA ADITIVA				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	"Microusinagem de Materiais Avançados"				

Reuniu-se por meio de videoconferência a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Marcus Antonio Viana Duarte - FEMEC/UFU; Washington Martins da Silva Junior - FEMEC/UFU; Anna Carla Monteiro de Araujo - INSA Toulouse/França; Gilmar Ferreira Batalha - Escola Politécnica da USP e Márcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU, orientador da candidata.

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

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

Aprovada.

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

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

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



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 11/08/2022, às 12:02, 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 **Washington Martins da Silva Junior, Professor(a) do Magistério Superior**, em 11/08/2022, às 12:03, 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 **Marcus Antonio Viana Duarte, Professor(a) do Magistério Superior**, em 11/08/2022, às 12:03, 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 **Anna Carla Monteiro de Araujo, Usuário Externo**, em 11/08/2022, às 12:05, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Gilmar Ferreira Batalha, Usuário Externo**, em 11/08/2022, às 12:10, 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 **3773626** e o código CRC **DA2F9818**.

## AGRADECIMENTOS

A Deus, aos meus pais, Maria do Rosário e Geraldo Gomes, a minha irmã Carla Fabiana, e ao meu namorado Gabriel Vinícius por todo o apoio e compreensão.

Ao Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva pela orientação, ensinamentos, confiança, conselhos, paciência e disponibilidade sempre que foi solicitado. Serei eternamente grata ao senhor!

Ao Prof. Dr. Marcus Antônio Viana Duarte pelo seu apoio. Sem a sua ajuda a realização do meu doutorado não seria possível. Muito obrigada!

Ao Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho e a Me. Kandice Suane Barros Ribeiro pela colaboração e fornecimento das amostras do material fabricado pela manufatura aditiva.

Ao Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha, Prof. Dr. Rodrigo Lima Stoeterau e a Me. Maria Clara Coimbra Gonçalves pela colaboração na realização dos ensaios realizados com o dinamômetro 9256C2.

Aos professores Dra. Aline Gonçalves dos Santos, Dra. Déborah de Oliveira, Dr. Maksym Ziberov pela amizade, incentivo e contribuições no trabalho. Também agradeço ao Me. Gustavo Oliveira e ao Me. Lucas Costa Brito pelas contribuições no trabalho.

Aos colegas do LEPU Thaise Alonso, Samuel Alves Freitas, Walter Mota e Lucas Barbosa Queiroz pelo apoio.

Aos professores da Pós-graduação Prof. Dr. Arthur Alves Fiocchi, Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva e ao Prof. Dr. Eder Silva pelos ensinamentos.

Aos técnicos do laboratório Thiago Pereira e Thiago Menezes, em especial ao Alcione dos Reis.

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

À CAPES, CNPq e FAPEMIG, por todo apoio financeiro.

Por fim, agradeço a todos que, diretamente ou indiretamente, contribuíram para a concretização deste trabalho.

GOMES, M. C. **Estudo Do Processo De Microfresamento Em Aço Inoxidável ABNT 316L Produzido Por Fundição E Manufatura Aditiva**. 2022, 127 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia - MG.

## RESUMO

O microfresamento está sendo utilizado como uma técnica de pós-processamento dos materiais fabricados pela manufatura aditiva (MA), já que as peças fabricadas por este processo apresentam baixo acabamento superficial e precisão dimensional. Porém, a usinabilidade dos materiais fabricados pela MA difere dos materiais fabricados pelos processos convencionais. Sendo assim, torna-se importante investigar o processo de corte destes materiais. Com o objetivo de contribuir com essa investigação, neste trabalho foi investigado o microfresamento do aço inoxidável ABNT 316L fabricado pelo processo de MA de deposição por energia direcionada a laser (LDED) e comparado com o microfresamento do mesmo aço obtido por fundição e solubilização. Ainda foram avaliadas quatro estratégias de deposição das amostras obtidas pelo LDED, denominadas: linear, zigue-zague, *chessboard* e contorno. Para a realização da investigação foram analisados o desgaste das microferramentas, a qualidade da superfície usinada, as rebarbas formadas e a força de corte. Além disso, foi desenvolvida uma metodologia de medição da força de corte utilizando um dinamômetro Kistler 9265B. Foi avaliada a influência do avanço por dente na qualidade superficial, nas rebarbas formadas e na força de corte para as amostras fabricadas convencionalmente e a obtida por LDED utilizando apenas a estratégia de contorno. Os ensaios experimentais consistiram na fabricação de microcanais em cada amostra utilizando uma microfresadora com rotação máxima de 60 000 rpm e microfresas de metal duro revestidas com (Al,Ti)N com diâmetro de corte de 400  $\mu\text{m}$ . Os resultados obtidos mostraram que para a condição de maior velocidade de corte, a amostra *chessboard* apresentou maior desgaste. A rugosidade da amostra linear diminuiu para a maior velocidade de corte, porém, para as demais amostras, observou-se que a rugosidade aumentou com a velocidade de corte. As maiores rebarbas foram formadas na amostra fabricada convencionalmente, e as menores na amostra linear. Também observou-se que a força de corte, a rugosidade superficial e a área da rebarba são influenciadas pelo avanço por dente, sendo que os seus valores aumentam com o avanço por dente, na análise das amostras de contorno e convencional. Portanto, foi possível concluir que existe diferença de usinabilidade entre os materiais fabricados pelos diferentes processos e estratégias.

---

Palavras-chave: Microfresamento; Aço Inoxidável; Manufatura Aditiva; Desgaste; Qualidade Superficial; Rebarba; Força De Corte.

GOMES, M. C. **Study of the Micromilling Process in Stainless Steel ABNT 316L Produced by Casting and Additive Manufacturing**. 2022, 127 s. Doctoral thesis, Federal University of Uberlandia - MG.

## ABSTRACT

Micromilling is being used as a post-processing technique for materials manufactured by additive manufacturing (AM), since parts manufactured by this process have a low surface finish and dimensional accuracy. However, the machinability of materials manufactured by MA differs from materials manufactured by conventional processes. Therefore, it is important to investigate the cutting process of these materials. In order to contribute to this investigation, this work investigated the micromilling operation of ABNT 316L stainless steel samples produced by AM process called laser directed energy deposition (LDED), and conventional casting and solubilization process. In addition, four different deposition strategies were evaluated in the LDED process, namely: linear, zigzag, chessboard, and contour. To carry out the investigation, the wear of the microtools, the surface quality, the formed burrs, and the cutting force were analyzed. Also, a methodology for measuring the cutting force was developed using the Kistler 9265B dynamometer. It was investigated the influence of the feed per tooth on the surface quality, the formed burrs and the cutting force for the conventional sample and the one obtained by the contour strategy. The experimental tests consisted of manufacturing microchannels in each sample using a micromilling machine with a maximum spindle speed of 60,000 rpm and (Al,Ti)N coated carbide micromills with a cutting diameter of 400  $\mu\text{m}$ . The results obtained showed that for the condition of higher cutting speed, the chessboard sample presented the higher wear. The roughness of the linear sample decreases for the higher cutting speed, however, for the other samples it was observed that the roughness increased with the cutting speed. The largest burrs were formed in the conventional sample and the smallest in the linear sample. It was also observed that the cutting force, the surface roughness, and the burr size are affected by feed per tooth, and their values increase with the increase of the feed per tooth for the contour and conventional samples. Therefore, it was possible to conclude that there is a difference in machinability between the materials manufactured by the different processes and strategies.

---

*Keywords: Micromilling; Stainless steel; Additive Manufacturing; Wear; Surface Quality; Burr; Cutting Force.*



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Peças obtidas pelo LDED: (a) bico de escape fabricada em Inconel 718, (b) guidão de bicicleta fabricado em Ti64, (c) flange fabricado em Ti-6Al-4V e (d) bico de escape fabricada em 316L e Inconel 625 (BEAM, 2022a).....	3
Figura 1.2 - Relação da quantidade de publicações da análise da microusinagem e usinagem convencional em peças metálicas fabricadas pelos processos de manufatura aditiva de 2016 a 2022. ....	5
Figura 2.1 - Influência do raio da aresta de corte (a) na usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de ALHADEFF et al., 2021). ....	10
Figura 2.2 - Mecanismo de formação de cavaco no microfresamento quando (a) $h < h_m$ (b) $h \approx h_m$ e (c) $h > h_m$ (Adaptado de CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006). ....	10
Figura 2.3 - Comparação entre o tamanho dos grãos do material usinado e o raio da aresta de corte (a) na usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de ELKASEER et al., 2018).....	11
Figura 2.4 - Influência do avanço por dente e da profundidade de corte nas forças de corte (Adaptado de JIN et al., 2009). ....	13
Figura 2.5 - Influência da velocidade de corte e do avanço na energia específica (Adaptado de FILIZ et al., 2007).....	15
Figura 2.6 - Influência da velocidade de avanço (avanço por dente) na energia específica (Adaptado de LAURO et al., 2015). ....	16
Figura 2.7 - Metodologia para medição do desgaste (Adaptado de GOMES et al., 2020)....	18
Figura 2.8 - Metodologia para medição do desgaste (Adaptado de ZIBEROV et al., 2020). ....	18
Figura 2.9 - Metodologia para medição do desgaste (DE OLIVEIRA, 2019). ....	19
Figura 2.10 - Imagem (a) da microfresa nova e (b) da microfresa desgastada, (c) e (d) área medida para estimar o desgaste da microfresa (MANSO et al., 2019). ....	19
Figura 2.11 - Metodologia para medição do desgaste (Adaptado de ZHU et al., 2017).....	20
Figura 2.12 - Variação da rugosidade em função do avanço por dente (Adaptado de ASLANTAS et al., 2016) ....	22
Figura 2.13 - Influência do MQL na rugosidade (Adaptado de LI; CHOU, 2010). ....	23
Figura 2.14 - Configuração do cabeçote utilizado no processo DED (Adaptado de SING et al., 2020). ....	30
Figura 2.15 - Padrão de preenchimento tipo (a) <i>raster</i> e (b) <i>snake</i> (Adaptado de ASCARI et al., 2020).....	31
Figura 2.16 - Resultados da força de corte (BONAITI et al., 2017). ....	36
Figura 2.17 - Análise do efeito <i>das</i> camadas (ALLEGRI et al.,2019).....	38

Figura 3.1 - Estratégia de deposição: (a) linear, (b) zigue-zague, (c) <i>chessboard</i> e (d) contorno (Adaptado de RIBEIRO et al., 2020). .....	43
Figura 3.2 - Microestrutura das amostras analisadas.....	45
Figura 3.3 - Macroestrutura na seção transversal das amostras fabricado por LDED (RIBEIRO et al., 2020).....	46
Figura 3.4 - Parâmetros geométricos das microfresas (Adaptado de MITSUBISHI MATERIALS, 2018). .....	47
Figura 3.5 - EDS do revestimento das microfresas. ....	48
Figura 3.6 - Microfresadora CNC Mini-mill/GX. ....	48
Figura 3.7 - Montagem experimental para os testes com (a) o dinamômetro 9265B e com (b) o dinamômetro 9256C2. ....	49
Figura 3.8 - Sinais de força adquiridos variando a rotação da microferramenta. ....	52
Figura 3.9 - Sistema de aquisição de dados com o dinamômetro 9265B. ....	54
Figura 3.10 - Sistema de aquisição de dados com o dinamômetro 9256C2. ....	54
Figura 3.11 - Medição do desgaste.....	55
Figura 3.12 - Medição da rugosidade no microcanal e perfil de rugosidade obtido. ....	56
Figura 3.13 - Esquema de medição da altura das rebarbas: (a) sentido da medição e (b) detalhe da medição no perfil obtido. ....	57
Figura 3.14 - Medição da área da rebarba: (a) microcanal obtido no MEV, (b) área da rebarba destacada, (c) medição da área da rebarba no Image J. ....	58
Figura 4.1 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra linear para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min. ....	59
Figura 4.2 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra zigue-zague para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min. ....	60
Figura 4.3 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra <i>chessboard</i> para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min. ....	60
Figura 4.4 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra contorno para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min. ....	61
Figura 4.5 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra convencional para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min. ....	61
Figura 4.6 - Diferença na geometria das microferramentas novas utilizadas no segundo ensaio ao microusinar a amostra contorno na condição (a) de maior velocidade de corte e (b) menor velocidade de corte.....	62
Figura 4.7 - Amostra (a) linear, (b) zigue-zague, (c) <i>chessboard</i> e (d) contorno em perspectiva. ....	63

Figura 4.8 - Efeitos da amostra, velocidade de corte ( $V_c$ ) e do comprimento de usinagem ( $C_c$ ) no desgaste da microferramenta.....	65
Figura 4.9 - Efeito da interação entre a amostra e a velocidade de corte ( $V_c$ ) no desgaste da microferramenta.....	66
Figura 4.10 - Desgaste na ponta da ferramenta (A) e desgaste de flanco (B) na superfície secundária de folga observado nas microferramentas utilizadas nos primeiros ensaios. ....	67
Figura 4.11 - Ampliação do desgaste na ponta da ferramenta (A) e desgaste de flanco (B) para a amostra de contorno com a maior velocidade de corte após a usinagem de 150 mm.....	68
Figura 4.12 - Composição química do material aderido na microferramenta utiliza para usinar a amostra com a estratégia de contorno. ....	68
Figura 4.13 - Desvio aritmético médio $R_a$ dos microcanais usinados na amostra linear com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	69
Figura 4.14 - Desvio aritmético médio $R_a$ dos microcanais usinados na amostra zigue-zague com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).....	70
Figura 4.15 - Desvio aritmético médio $R_a$ dos microcanais usinados na amostra <i>chessboard</i> com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).....	70
Figura 4.16 - Desvio aritmético médio $R_a$ dos microcanais usinados na amostra contorno com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	71
Figura 4.17 - Desvio aritmético médio $R_a$ dos microcanais usinados na amostra convencional com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).....	71
Figura 4.18 - Superfície microusinada do (a) primeiro canal e (b) terceiro canal da amostra <i>chessboard</i> e superfície microusinada do (c) primeiro canal e (d) quarto canal da amostra convencional na condição de maior velocidade de corte. ....	72
Figura 4.19 - Perfil de rugosidade do (a) primeiro canal e (b) terceiro canal da amostra <i>chessboard</i> na condição de maior velocidade de corte.....	73
Figura 4.20 - Perfil de rugosidade do (a) primeiro canal e (b) quarto canal da amostra convencional na condição de maior velocidade de corte. ....	73
Figura 4.21 - Efeito da interação entre a velocidade de corte ( $v_c$ ) e a amostra na rugosidade $R_a$ .....	75
Figura 4.22 - Superfície usinada do primeiro canal para a amostra (a) linear, (b) zigue-zague, (c) <i>chessboard</i> , (d) contorno e (e) convencional para a condição de menor velocidade de corte. ....	76
Figura 4.23 - Superfície usinada do primeiro canal para a amostra (a) linear, (b) zigue-zague, (c) <i>chessboard</i> , (d) contorno e (e) convencional para a condição de maior velocidade de corte. ....	77

Figura 4.24 - Ampliação da superfície usinada para a amostra (a) linear, (b) <i>chessboard</i> , (c) contorno e (d) convencional para a condição de maior velocidade de corte. ....	78
Figura 4.25 - Presença (a) de uma região com falta de fusão no início do canal e (b) de partículas de óxido no final do canal na amostra <i>chessboard</i> . ....	79
Figura 4.26 - Presença de poro na amostra contorno. ....	80
Figura 4.27 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra linear nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	80
Figura 4.28 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra zigue-zague nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	81
Figura 4.29 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a <i>chessboard</i> nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	81
Figura 4.30 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra contorno nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	82
Figura 4.31 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra convencional nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	82
Figura 4.32 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra linear nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	83
Figura 4.33 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra zigue-zague nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	84
Figura 4.34 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra <i>chessboard</i> nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	84
Figura 4.35 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra contorno nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	85
Figura 4.36 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra convencional nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). ....	85
Figura 4.37 - Efeito da amostra na área da rebarba. ....	87
Figura 4.38 - Formas de rebarbas obtidas no primeiro microcanal para as amostras linear, zigue-zague e convencional na condição de menor velocidade de corte. ....	88
Figura 4.39 - Formas de rebarbas obtidas no primeiro microcanal para as amostras <i>chessboard</i> , contorno e convencional na condição de maior velocidade de corte. ....	89
Figura 4.40 - Rebarba inferior formada último microcanal usinado na amostra (a) convencional e (b) <i>chessboard</i> para a condição de maior velocidade de corte. ....	90

Figura 4.41 - Tipos de rebarbas de acordo com a classificação de Chern et al. (2007). .....	91
Figura 4.42 - Sinal da força da componente x adquirida para a amostra convencional com o (a) dinamômetro 9265B e com (b) o 9256C2. ....	92
Figura 4.43 - Sinal da força (a) bruto e (b) tratado obtido com o dinamômetro 9265B e sinal (c) bruto e (d) tratado obtido com o 9256C2 (minidinamômetro). ....	93
Figura 4.44 - Força de corte adquirida com os dinamômetros 9265B e 9256C2 (minidinamômetro). ....	94
Figura 4.45 - Força de corte obtida em cada microcanal (comprimento de usinagem) para cada amostra analisada. ....	94
Figura 4.46 - Força de corte em função do avanço por dente para a amostra de contorno e a convencional. ....	96
Figura 4.47 - Pressão específica de corte para cada avanço por dente. ....	98
Figura 4.48 - Rugosidade Ra em função do avanço por dente para a amostra contorno e convencional. ....	98
Figura 4.49 - Efeito do avanço por dente na rugosidade Ra. ....	99
Figura 4.50 - Superfície usinada do microcanal para a amostra de contorno. ....	100
Figura 4.51 - Superfície usinada do microcanal para a amostra convencional. ....	101
Figura 4.52 - Área das rebarbas discordante e concordante para a amostra de contorno e convencional. ....	102
Figura 4.53 - Efeito dos parâmetros individuais na área da rebarba formada na amostra de contorno e convencional. ....	103
Figura 4.54 - Efeito da interação do lado discordante e concordante com o avanço por dente na área da rebarba da amostra de contorno e convencional. ....	104

**LISTA DE TABELAS**

Tabela 2.1 - Parâmetros a serem analisados no microfresamento (Adaptado de CÂMARA et al., 2012 e CHUKEWAD, 2014) .....	9
Tabela 2.2 - Materiais utilizados como matéria-prima em cada princípio dos processos de MA (BOURELL et al., 2017). .....	26
Tabela 2.3 - Diferentes processos com o princípio DED (Adaptado de SABOORI et al., 2020). .....	29
Tabela 2.4 - Parâmetros de corte (Adaptado de KURIAKOSE et al., 2018) .....	34
Tabela 2.5 - Parâmetros de fabricação de amostras MA (BONAITI et al., 2017).....	35
Tabela 3.1 - Parâmetros utilizados no LDED (Adaptado de RIBEIRO et al., 2020) .....	43
Tabela 3.2 - Composição química do aço inoxidável ABNT 316L obtida por EDS. ....	44
Tabela 3.3 - Densidade e dureza das amostras analisadas (VILLARES METALS, 2018; RIBEIRO ET AL., 2020) .....	46
Tabela 3.4 - Variáveis de entrada e de saída utilizadas nos experimentos. ....	50
Tabela 4.1 - Análise de variância do desgaste para os parâmetros variáveis. ....	65
Tabela 4.2 - Análise de variância de Ra para os parâmetros variáveis. ....	74
Tabela 4.3 - Análise de variância da área da rebarba para os parâmetros variáveis.....	86
Tabela 4.4 - Análise de variância da força de corte.....	95
Tabela 4.5 - Análise de variância da rugosidade.....	99
Tabela 4.6 - Análise de variância da rebarba.....	103

## LISTA DE ABREVIações E SÍMBOLOS

(Al ,Ti)N	Nitreto de titânio e alumínio
ae	Penetração de trabalho
AISI	<i>American iron and steel institute</i>
AlCrN	Nitreto de alumínio e cromo
AM	<i>Additive Manufacturing</i>
ap	Profundidade de corte
APC	Aresta postiça de corte
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BJ	<i>Binder Jetting</i>
cc	Comprimento de usinagem
CNC	Comando numérico computadorizado
DC	Diâmetro de corte
DCON	Diâmetro da haste
DED	Directed Energy Deposition
DLF	Direct Laser Fabrication
DMD	Direct Metal Deposition
EBM	<i>Electron Beam Melting</i>
EDS	<i>Energy dispersive spectroscopy</i>
FFT	<i>Fast fourier transformation</i>
fz	Avanço por dente
h	Espessura de corte
hm	Espessura mínima de corte
ISO	<i>International organization for standardization</i>
LAMP	Laser Aided Manufacturing Process
LCD	Laser Cladding
LDED	<i>Laser-Directed Energy Deposition</i>
LENS	<i>Laser Engineered Net Shaping</i>
LEPU	Laboratório de ensino e pesquisa em usinagem
LF	Comprimento total
LMD	Laser Metal Deposition
LPF	Laser Powder Fusion
MA	Manufatura Aditiva
ME	<i>Material Extrusion</i>

MEV	Microscópio eletrônico de varredura
MJ	<i>Material Jetting</i>
PBF	<i>Powder Bed Fusion</i>
Ra	Rugosidade aritmética média
$r_\epsilon$	Raio da aresta de corte
SL	<i>Sheet Lamination</i>
SLS	<i>Selective Laser Sintering</i>
UAM	<i>Ultrasonic Additive Manufacturing</i>
Vc	Velocidade de corte
VP	Vat Photopolymerization
Vz	Velocidade de Avanço
$\alpha$	Ângulo de saída da ferramenta



## SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO .....	1
1.1 Considerações Iniciais .....	1
1.2 Justificativa .....	4
1.3 Objetivos.....	6
1.4 Estruturação do Trabalho.....	7
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	8
2.1 Microfresamento .....	8
2.2 Efeito Escala.....	9
2.3 Força de Usinagem.....	12
2.4 Energia Específica de Corte .....	13
2.5 Desgaste da Microferramenta .....	16
2.6 Qualidade Superficial .....	21
2.7 Rebarbas .....	23
2.8 Manufatura Aditiva .....	25
2.9 Processo de Deposição de Metal a Laser .....	29
2.10 Microusinagem de peças metálicas produzidas pela Manufatura Aditiva .....	32
CAPÍTULO III - METODOLOGIA .....	42
3.1 Caracterização das Peças de Trabalho .....	42
3.2 Microferramentas .....	47
3.3 Microfresadora .....	48
3.4 Ensaios de Microfresamento.....	49
3.4.1 Configuração experimental .....	49
3.4.2 Parâmetros de usinagem .....	50
3.4.3 Preparação da superfície de trabalho .....	52
3.4.4 Posicionamento da microfresa .....	53
3.5 Sistemas de Aquisição da Componente x da Força de Usinagem .....	53
3.6 Medição do Desgaste da Microferramenta.....	55
3.7 Medição da Rugosidade .....	56
3.8 Medição da Rebarba.....	56
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DICUSSÕES .....	59
4.1 Desgaste da Microferramenta .....	59
4.2 Qualidade Superficial.....	69
4.3 Análise das Rebarbas Formadas .....	80

4.4 Análises da Força de Corte.....	91
4.4.1 Tratamento das Forças Adquiridas com os Dinamômetros 9265B e 9256C2.....	91
4.4.2 Análise das Forças de Corte Adquiridas .....	94
4.4.3 Influência do Avanço por Dente na Força de Corte.....	95
4.4.3.1 Qualidade Superficial .....	98
4.4.3.2 Formação de Rebarbas .....	102
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES.....	105
Sugestões para trabalhos futuros .....	109
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	110
ANEXO I.....	124

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

### 1.1 Considerações Iniciais

O microfresamento consiste em um importante processo de microusinagem que tem sido bastante utilizado por possibilitar a fabricação de geometrias complexas com alta precisão utilizando uma grande variedade de materiais (SERJE, PACHECO, DIEZ, 2020). Devido a essas características, o microfresamento tem sido usado como técnica de pós-processamento de materiais fabricados pela manufatura aditiva, justamente por conferir à peça qualidade superficial e por compensar as suas imprecisões geométricas (SALONITIS et al., 2016; GOMES et al., 2021b).

No microfresamento as dimensões das ferramentas de corte variam de 1  $\mu\text{m}$  a 1000  $\mu\text{m}$  (ARAMCHAROEN et al., 2008; CÂMARA et al., 2012). Outros pesquisadores também afirmam que nesse processo, as dimensões envolvidas estão na escala micrométrica, como Rodrigues e Jasinevicius (2017), que definiram a faixa de algumas das variáveis do processo que correspondem ao corte em escala micro. Os valores que foram definidos são:

- I. Espessura de corte: 5  $\mu\text{m}$  ~ 20  $\mu\text{m}$ ;
- II. Profundidade de corte: 1  $\mu\text{m}$  ~ 100  $\mu\text{m}$ ;
- III. Raio de aresta da ferramenta: 1  $\mu\text{m}$  ~ 5  $\mu\text{m}$ .

Portanto, nota-se que não há um consenso a respeito da definição do processo de microfresamento, sendo esse incompleto ao levar em conta somente os valores das variáveis do processo ou do diâmetro da microferramenta. Essa dificuldade está relacionada aos fenômenos específicos que ocorrem na microusinagem, explicados pelo efeito escala. Portanto, não é uma tarefa fácil estabelecer um limite, a partir do qual a presença do efeito escala terá maior influência (SIMONEAU et al., 2006). Assim, sugere-se que o conceito a ser

dado a respeito do microfresamento, deve ser uma junção dos conceitos mencionados, já que um complementa o outro.

A presença do efeito escala é caracterizada pelo aumento significativo da energia específica, a partir da redução da espessura de corte (LIU; MELKOTE, 2007). Esse fenômeno explica os mecanismos que ocorrem no microfresamento, devido à redução de escala em relação ao fresamento em escala macro. Esse efeito está presente quando a espessura de corte se torna comparável ao raio da aresta de corte e aos grãos do material usinado. Portanto, no microfresamento o tamanho dos grãos do material, a espessura e o raio da aresta de corte possuem grande influência no processo (CHENG; HUO, 2013).

Em relação aos processos de manufatura aditiva, estes estão sendo cada vez mais utilizados por possibilitar a fabricação de geometrias complexas (ZHAI et al., 2014). Porém, as peças fabricadas por estes processos normalmente possuem baixo acabamento superficial e precisão dimensional. Assim, após a fabricação dessas peças, as mesmas são submetidas a técnicas de pós-processamento, como o microfresamento, com o objetivo de melhorar a qualidade superficial e a precisão dimensional (KUMBHAR; MULAY, 2018).

Dos processos de manufatura aditiva, os que são utilizados na fabricação de peças metálicas são: o jateamento de aglutinante (BJ), laminação de folhas (SL), deposição por energia direcionada (DED) e fusão de leito de pó (PBF), sendo esses dois últimos os mais utilizados atualmente (ZHANG et al., 2018). A deposição por energia direcionada está sendo a cada dia mais desenvolvida devido a sua capacidade de reparar peças danificadas ou desgastadas e por possibilitar a fabricação de uma peça com diferentes materiais (YI et al., 2019). Além disso, permite adicionar revestimentos nas superfícies das peças para melhorar o seu desempenho tribológico (GAO et al., 2015) e possui a capacidade de criar estruturas adicionais em peças preexistentes (BEAM, 2022b).

Mandal (2019) analisou uma região reparada no aço inoxidável 316L forjado, sendo o reparo realizado pelo DED utilizando pó metálico desse mesmo material. Foi investigada a microestrutura, a dureza, as propriedades de impacto e a morfologia da superfície de fratura. Os resultados apresentados demonstraram que o reparo foi realizado com sucesso ao utilizar parâmetros ótimos. O autor observou que a microestrutura da região é composta por grãos axiais e colunares. Sobre a dureza na interface do substrato com as camadas adicionadas pelo DED, notou que o seu valor foi maior na zona termicamente afeta do que na região reparada e na do substrato. Observou também, ao aplicar o teste de impacto Charpy, que a amostra sem a presença do reparo possui melhor propriedade de impacto do que a reparada, sendo esse resultado explicado pela presença de defeitos na zona reparada. Por fim, a morfologia da superfície de fratura mostrou que as amostras sem o reparo possuem

característica de fratura dúctil, enquanto a com o reparo apresenta característica de fratura frágil.

O DED tem sido amplamente empregado em diversas áreas, como a aeroespacial, petroquímica, automotiva, biomédica e de geração de energia (GEBHARDT, 2011; MANDAL, 2019). E tem-se utilizado uma grande variedade de materiais de matéria-prima, como o aço inoxidável, titânio e inconel (LIU et al., 2017). Na Figura 1.1 tem-se exemplos de peças fabricas pelo DED utilizando esses materiais. Essas peças foram fabricadas por máquinas da mesma empresa, a Beam Machine, que foi utilizada para fabricar as amostras analisadas nesse trabalho, e utiliza do laser como fonte de calor.



Figura 1.1 - Peças obtidas pelo LDED: (a) bico de escape fabricada em Inconel 718, (b) guidão de bicicleta fabricado em Ti64, (c) flange fabricado em Ti-6Al-4V e (d) bico de escape fabricada em 316L e Inconel 625 (BEAM, 2022a).

Dos materiais utilizados como matéria-prima no DED, encontra-se na literatura uma maior quantidade de estudos da fabricação dos aços inoxidáveis austeníticos, principalmente do 316L (BASSOLI et al., 2018; BOSIO et al., 2018; ASCARI et al., 2020; AVERSA et al., 2021; HWA et al., 2021; ZHI'EN et al., 2021; KUMARAN et al., 2021; PACHECO et al., 2022).

Isso ocorre devido as suas boas propriedades mecânicas, elevada resistência a corrosão e boa soldabilidade que conferem a este material excelentes características de processabilidade pelo DED, principalmente devido ao seu baixo teor de carbono que é menor que 0,03 em % de peso (SARAFAN et al., 2022). Saboori et al. (2019) também cita que a fabricação de peças em 316L pelo DED, reduz o tempo de usinagem envolvido, já que a operação de usinagem será utilizada somente como pós-processamento e não para fabricar toda a peça.

Essa afirmação de Saboori et al. (2019) está relacionada com as vantagens de se utilizar a união da manufatura aditiva com o microfresamento, sendo essa tecnologia conhecida como processo híbrido (FORD; DESPEISSE, 2016). Além dessa vantagem, quando se utiliza o processo híbrido, tem-se um processo mais sustentável, devido a redução da quantidade de fluido de corte a ser usado no processo de microusinagem, quando esse é necessário, e a diminuição na quantidade de material removido (CHEN et al., 2015).

De uma maneira geral, a usinabilidade dos metais fabricados pelos processos de manufatura aditiva é diferente dos mesmos metais fabricados pelos métodos convencionais, sendo que os metais obtidos pela manufatura aditiva apresentam usinabilidade menor (HUNG; CORLISS, 2019). Portanto, torna-se importante investigar as principais diferenças entre o microfresamento dos materiais convencionais e dos fabricados pela manufatura aditiva.

## **1.2 Justificativa**

O estudo dos processos de microfresamento utilizando uma grande variedade de materiais de trabalho é importante por se tratar de uma nova área, já que estes possuem particularidades quando comparados com os processos de usinagem convencionais (CHENG; HUO, 2013). Além disso, o conhecimento da microusinagem de um material não pode ser aplicado para outro, que apresenta propriedades diferentes.

Assim, ao estudar as forças de corte, o desgaste da microferramenta, a qualidade superficial e a formação de rebarbas no microfresamento do aço inoxidável 316L fabricado convencionalmente (fundição e solubilização) e por manufatura aditiva pelo processo deposição por energia direcionada a laser (LDED), o presente trabalho contribuirá para o melhor entendimento dos fenômenos que ocorrem no fresamento em escala micro, e também mostrará as diferenças e semelhanças nos resultados obtidos para os materiais fabricados convencionalmente e por manufatura aditiva, já que na literatura ainda são encontrados poucos estudos sobre esse assunto.

Na Figura 1.2 tem-se apresentado a quantidade de estudos publicados entre os anos de 2016 e 2022, pesquisados no *science direct*, da análise da microusinagem e da usinagem convencional em materiais metálicos fabricados pelos processos de manufatura aditiva: fusão de leito de pó, extrusão de material e deposição por energia direcionada. Também tem-se especificado os materiais fabricados por cada processo. É importante destacar que para essa pesquisa foram pesquisados os seguintes termos: *additive manufacturing, machining of parts manufactured by additive manufacturing, micromachining/mcro-machining/micromilling/micro-milling of parts manufactured by additive manufacturing, machining and additive manufacturing, micromachining/mcro-machining/micromilling/micro-milling and additive manufacturing.*

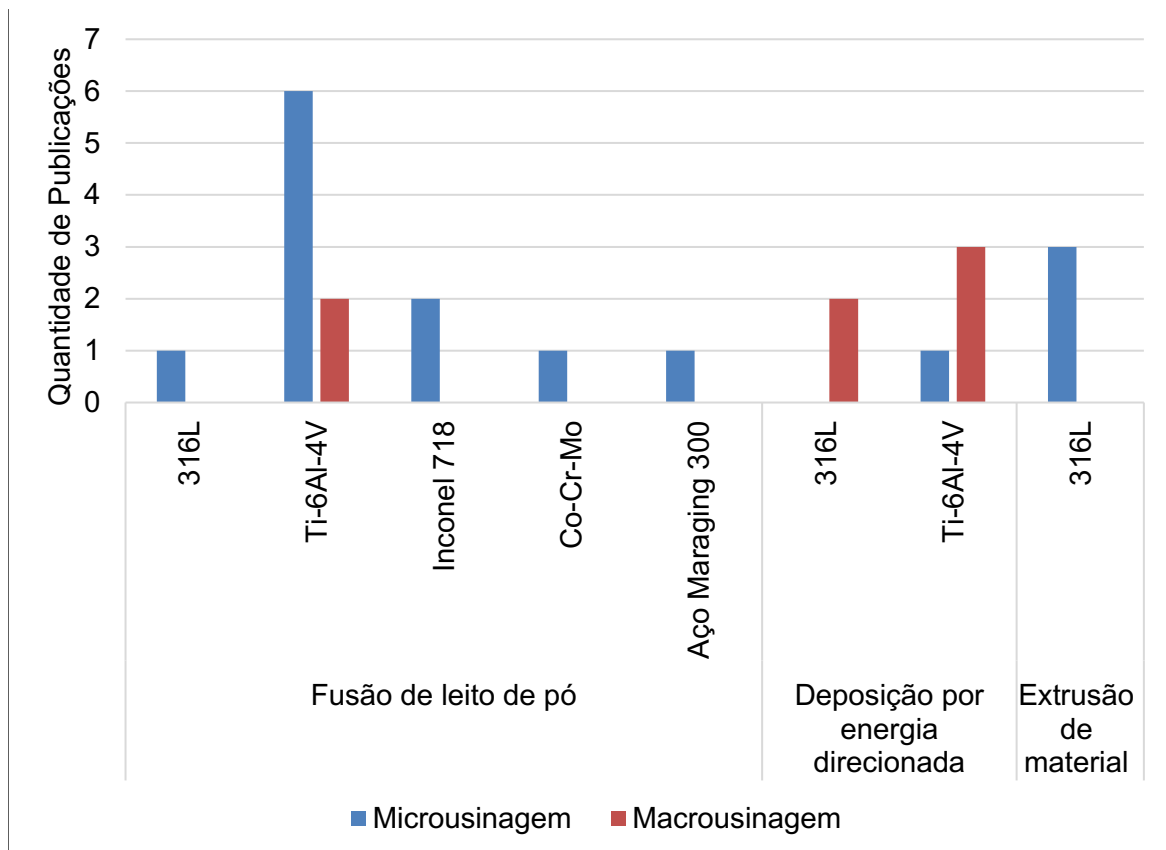


Figura 1.2 - Relação da quantidade de publicações da análise da microusinagem e usinagem convencional em peças metálicas fabricadas pelos processos de manufatura aditiva de 2016 a 2022.

Da Figura 1.2 nota-se a pequena quantidade de estudos publicados sobre a análise da usinabilidade de materiais metálicos fabricados pela manufatura aditiva, tanto utilizando a microusinagem como a usinagem convencional. Além disso, observa-se que até o momento não há nenhum estudo que aborda a proposta deste trabalho, que consiste em investigar os

resultados obtidos do microfresamento do aço inoxidável 316L fabricado pelo LDED. Isso demonstra a grande importância desse estudo.

O aço inoxidável 316L foi escolhido como material de trabalho devido a sua importante aplicação para a área médica, uma vez que este é biocompatível, por possuir, dentre outras características, alta resistência à corrosão e boas propriedades mecânicas (IMBABY; JIANG; CHANG, 2008). De acordo com Niinomi (2019), este material é empregado em:

- cirurgias ortopédicas, na fabricação de placas para fixação espinhal e ósseas, parafusos e articulação artificial;
- cirurgias cardiovasculares para a fabricação de marca passo, válvula artificial, stents;
- otorrinologia na produção de tímpano artificial;
- odontologia na fabricação de dispositivos: coroa, ponte, fecho, base para dentadura e enchimento;
- na fabricação de dispositivos gerais utilizados em cirurgias como: pinças, agulha, raspador, sonda periodontal.

Diante da importância da aplicação do processo de microfresamento na fabricação dos componentes demonstrados acima, e da aplicação do material de estudo, fica evidente o quanto é necessário investigar o microfresamento do aço inoxidável 316L fabricado convencionalmente, para compreender como esse material se comportam quando microssinado.

É importante ressaltar que os estudos a respeito das aplicações das peças fabricadas por manufatura aditiva são recentes, portanto, essas peças ainda não possuem aplicações na área médica, já que ainda falta o desenvolvimento de alguns estudos que analisem, por exemplo, a mecânica da fratura de peças produzidas pela MA, assim como investigações que determinem a duração até a falha dos implantes fabricados pela MA (SING et al., 2016).

### **1.3 Objetivos**

O objetivo deste trabalho foi comparar a usinagem do aço inoxidável ABNT 316L fabricado por fundição e solubilização, com o produzido por manufatura aditiva pelo processo de deposição por energia direcionada a laser (LDED). Além disso, foi investigado a influência de diferentes estratégias de deposição: linear, zigue-zague, *chessboard* e contorno nas amostras fabricadas por manufatura aditiva. As análises foram realizadas por meio da investigação e comparação do (a):



- i. desgaste das microferramentas;
- ii. qualidade superficial;
- iii. rebarbas formadas;
- iv. força de corte.

Outro objetivo deste trabalho foi desenvolver uma metodologia de medição da força de usinagem, já que foi utilizado o dinamômetro 9265B, o qual é mais adequado para os processos de usinagem convencionais. Por fim, também foi analisado a influência do avanço por dente na qualidade superficial, nas rebarbas geradas e na força de corte adquirida na usinagem da amostra fabricada por fundição e solubilização com a amostra de contorno fabricada por LDED.

#### **1.4 Estruturação do Trabalho**

O trabalho está dividido em cinco capítulos além da seção de sugestão para trabalhos futuros, referências bibliográficas e anexo I. O Capítulo I consiste neste texto introdutório no qual apresenta-se uma introdução teórica a respeito do tema da tese e seus objetivos, evidenciando a importância da realização deste estudo.

O Capítulo II é constituído pela revisão bibliográfica sobre o tema de pesquisa, sendo abordados os seguintes tópicos: microfresamento, efeito escala, força de usinagem, energia específica de corte, desgaste de microferramentas, qualidade superficial, rebarbas, manufatura aditiva, processo de deposição a laser e por fim, microusinagem de peças metálicas produzidas pela manufatura aditiva, que foram utilizados como fundamentação teórica para o desenvolvimento do trabalho.

No Capítulo III é descrito o procedimento experimental, abordando a caracterização e preparação do material de trabalho, as microferramentas utilizadas, além da descrição dos equipamentos e instrumentos usados e métodos empregados para a medição do desgaste, obtenção da rugosidade superficial, medição das rebarbas e o método empregado na análise da força de usinagem adquirida.

No Capítulo IV são apresentados e discutidos os resultados obtidos com base na metodologia proposta.

O Capítulo V apresenta as conclusões do trabalho. Por fim, tem-se as sugestões para trabalhos futuros seguido pelas referências bibliográficas e anexo I. Nesse anexo tem-se apresentado a análise preliminar realizada para determinação do modelo do dinamômetro.

# CAPÍTULO II

## REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta uma breve revisão da literatura, em que são explorados os principais conceitos inerentes aos temas abordados na tese. Inicialmente o enfoque foi relacionado ao processo de microusinagem. Em seguida, foi abordado os temas referentes a manufatura aditiva.

### 2.1 Microfresamento

O microfresamento consiste em um importante processo de microusinagem que tem sido bastante utilizado nas últimas décadas por possibilitar a fabricação de geometrias complexas com alta precisão utilizando uma grande variedade de materiais (SERJE, PACHECO, DIEZ, 2020).

Em geral o microfresamento se diferencia do processo de fresamento convencional pelas dimensões das ferramentas de corte utilizadas, conforme definido por Aramcharoen et al. (2008) e Câmara et al. (2012), que consideram que o diâmetro das microferramentas varia de 1  $\mu\text{m}$  a 1000  $\mu\text{m}$ . Já para Masuzawa (2000) o termo “micro” está relacionado a grandezas que variam de 1  $\mu\text{m}$  a 999  $\mu\text{m}$ . Outros pesquisadores também definem este processo com base nos valores da espessura de corte utilizada, como por exemplo Ng et al. (2006), que definiram que a espessura de corte varia 10 nm a 2  $\mu\text{m}$ .

Assim, pode-se verificar que ainda não existe um consenso a respeito da definição de microfresamento. Ao levar em conta somente os valores limites da espessura de corte para um processo de microusinagem, as consideráveis reduções de escala presente nos processos de microusinagem causam fenômenos específicos que são explicados pelo efeito escala (SIMONEAU; NG; ELESTAWI, 2006).

Devido a presença do efeito escala nos processos de microfresamento alguns parâmetros não podem ser desprezados como ocorre no fresamento convencional, com o raio

da aresta de corte por exemplo (BISSACCO; HANSEN; SLUNSKY, 2008). Os principais parâmetros a serem analisados no microfresamento para o material a ser usinado, para a ferramenta de corte e para a máquina-ferramenta a ser utilizada de acordo com Câmara et al. (2012) e Chukewad (2014), estão apresentados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Parâmetros a serem analisados no microfresamento (Adaptado de CÂMARA et al., 2012 e CHUKEWAD, 2014)

<b>Material</b>	<b>Ferramenta de Corte</b>	<b>Máquina- Ferramenta</b>
Tamanho do Grão	Material	Velocidade de corte
Dureza	Rigidez	Precisão do posicionamento
Homogeneidade	Raio da aresta de corte	Rigidez
Defeitos	Tamanho do grão	Amortecimento
Impurezas	Revestimento	Estabilidade térmica
Recuperação Elástica	Consistência do lote	Compensação de erros

Estes parâmetros devem ser bem analisados para se determinar as condições de corte, já que as condições escolhidas afetam a performance do corte, influenciando principalmente o desgaste e vida da ferramenta, bem como a integridade da superfície usinada (CHENG; HUO, 2013).

## 2.2 Efeito Escala

O efeito escala explica algumas particularidades do microfresamento que não consiste em uma simples redução de escala do processo de fresamento convencional. Com as reduções feitas no processo tem-se um aumento significativo da energia específica de corte no microfresamento, que altera o mecanismo de formação do cavaco em relação ao fresamento convencional (CHAE, PARK e FREIHEIT, 2006).

Devido a presença do efeito escala a espessura de corte se torna comparável ao raio da aresta de corte e aos grãos da superfície usinada. Assim, a espessura de corte ( $h$ ), o raio da aresta de corte ( $r_e$ ) e o tamanho dos grãos do material usinado possuem grandes influências no processo de corte (CHENG; HUO, 2013).

Com relação ao raio da aresta de corte ( $r_e$ ) tem-se que no microfresamento este não pode ser desprezado como ocorre no fresamento convencional, no qual a ferramenta é considerada perfeitamente afiada. Isso ocorre por a espessura de corte ( $h$ ) possui, em geral, valores menores que o raio da aresta de corte. Esta condição faz com que o ângulo de saída

( $\alpha$ ) seja altamente negativo, alterando o mecanismo de remoção de material (LIU et al., 2004; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009), conforme pode-se observar na Figura 2.1.

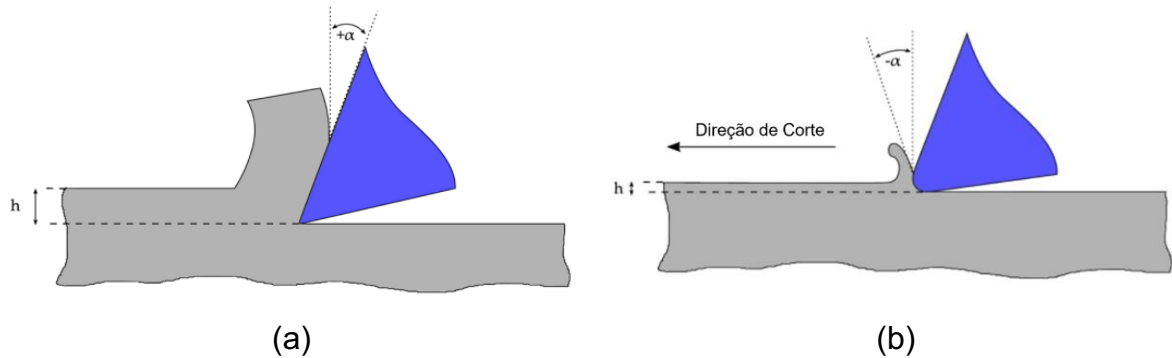


Figura 2.1 - Influência do raio da aresta de corte (a) na usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de ALHADEFF et al., 2021).

A remoção de material no microfresamento irá depender do valor da espessura de corte ( $h$ ), conforme ilustrado na Fig. 2.2. Este valor será comparado a uma espessura mínima ( $h_m$ ) a partir da qual tem-se formação de cavaco (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

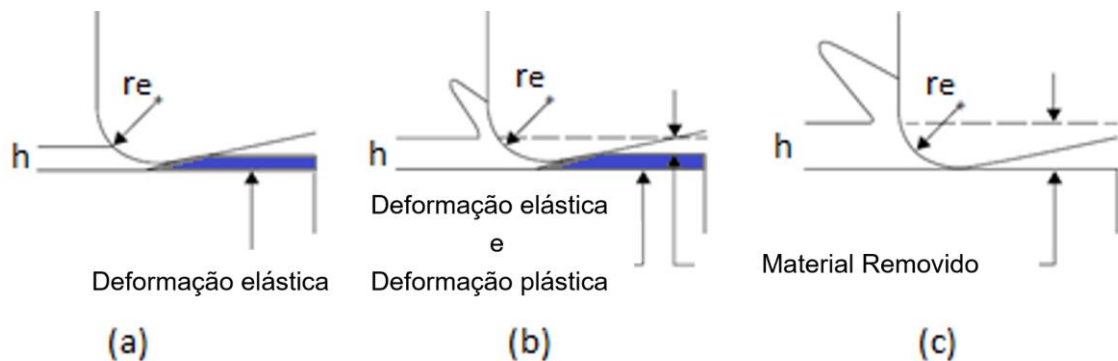


Figura 2.2 - Mecanismo de formação de cavaco no microfresamento quando (a)  $h < h_m$  (b)  $h \approx h_m$  e (c)  $h > h_m$  (Adaptado de CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Na Fig. 2.2 (a) tem-se somente deformação elástica, isso ocorre porque a espessura de corte é menor que a espessura mínima. Neste caso o ângulo entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície da peça de trabalho possui um valor pequeno, que faz com que tenha somente fricção entre as duas superfícies. Já na Fig. 2.2 (b), quando a espessura de corte é aproximadamente igual a mínima, tem-se formação do cavaco ocorrendo juntamente com o fenômeno sulcamento, conhecido como ploughing na língua inglesa, e, portanto, nesta situação uma parte de material é removido por cisalhamento enquanto outra sofre deformações plástica e elástica. Por fim, na Fig. 2.2 (c), quando a espessura de corte é maior

que a mínima, a deformação do material diminui bastante, podendo ser desprezada, tendo assim somente remoção do material por cisalhamento (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; LIU et al., 2004).

Muitos pesquisadores têm desenvolvido estudos para determinar o valor da espessura de corte mínima. Malekian, Park e Jun (2009) determinaram que a espessura mínima de corte corresponde a 23 % do raio da aresta de corte no microfresamento do alumínio Al6061-T6. Já para Aslantas et al. (2016) o valor dessa espessura é igual a 30 % do raio da aresta de corte no microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Portanto, pode-se perceber que não existe um consenso para se determinar o valor dessa espessura mínima para se ter formação do cavaco. Além disso, pode-se perceber que esse valor ideal irá depender das particularidades de cada processo, como o material a ser usinado, geometria da microferramenta, entre outras características.

O tamanho do grão do material de trabalho também possui influência devido a presença do efeito escala. Isso ocorre porque o tamanho de grão pode ser comparável a espessura de corte, fazendo com que a formação do cavaco ocorra em um único grão ou poucos grãos do material (BISSACCO, HANSEN, DE CHIFFRE, 2005). As dimensões dos grãos do material também são comparáveis em escala com o raio da aresta de corte, como mostrado na Figura 2.3.

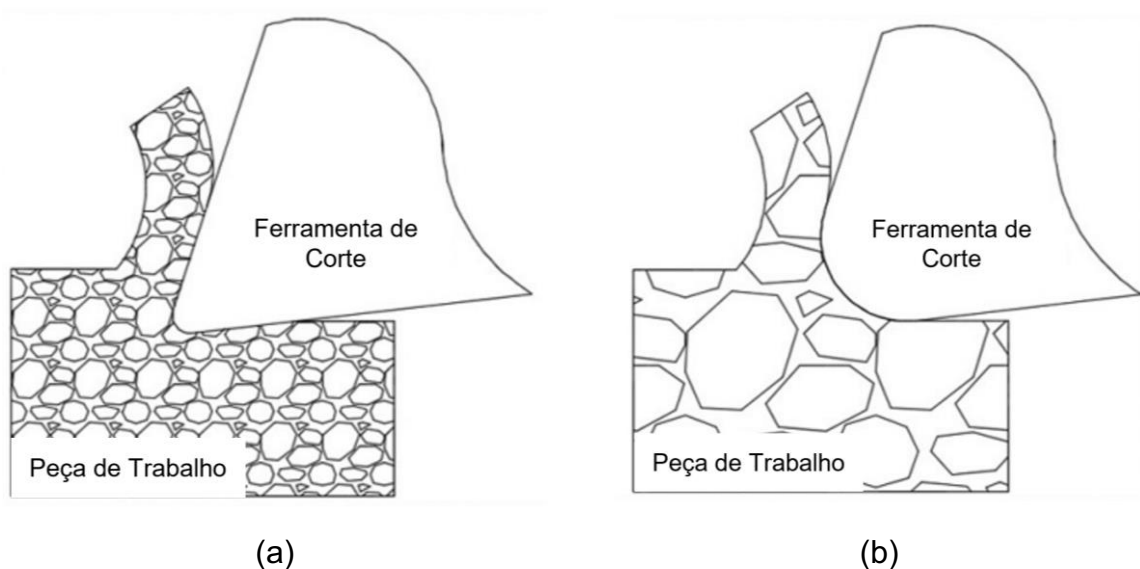


Figura 2.3 - Comparação entre o tamanho dos grãos do material usinado e o raio da aresta de corte (a) na usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de ELKASEER et al., 2018).

### 2.3 Força de Usinagem

A força de usinagem, assim como as suas componentes que agem na cunha cortante são importantes variáveis de saída a serem estudadas tanto nos processos de usinagem em escala macro, como nos de microusinagem, por estimar a potência necessária para o corte, assim como as forças que iram atuar nos elementos da máquina-ferramenta. Além disso, afetam diretamente a capacidade de obter tolerâncias apertadas, a temperatura de corte e o desgaste das ferramentas de corte (DINIZ, MARCONDES, COPPINI; 2008).

De acordo com Machado et al. (2011) a força de usinagem pode ser decomposta em três componentes básicas que agem na cunha cortante, as quais são:

- Força de Corte ( $F_c$ ): projeção da força de usinagem no plano de trabalho na direção de corte.
- Força de Avanço ( $F_f$ ): projeção da força de usinagem no plano de trabalho na direção de avanço.
- Força Passiva ( $F_p$ ): projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

Além destas componentes, no processo de microfresamento tem-se a presença da força de sulcamento. Esta força estará bastante presente neste processo devido ao efeito escala. Esta é uma força de deformação que age na ponta da ferramenta de corte e na interface do cavaco-ferramenta, sendo responsável pelo aumento significativo da energia específica de corte para os processos de microfresamento (BOOTHROYD, 1989).

Assim como no fresamento convencional, no microfresamento as componentes da força de usinagem variam de um valor mínimo até um valor máximo, e deste, para um valor mínimo novamente. Isso ocorre devido o processo ser rotativo e assim ocorrer variação da espessura de corte (DIB; DIAS; JASINEVICIUS, 2017).

A força de usinagem irá depender de alguns fatores como: material da peça, espessura de corte, área da seção de corte, geometria e desgaste das ferramentas de corte e dos parâmetros de corte (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Encontra-se na literatura trabalhos que analisam a influência destes fatores nas forças durante o processo de microfresamento, principalmente o efeito dos parâmetros de corte. Li et al. (2010) analisaram a influência dos parâmetros de corte: avanço por dente, largura e profundidade de corte no microfresamento do aço-ferramenta utilizando microferramentas de metal duro revestidas com TiAlN, de 500  $\mu\text{m}$  de diâmetro para obter geometrias em que a espessura é bem menor do que a altura e a largura. Além de verificar a influência do corte discordante e concordante.

No microfresamento discordante o aumento da largura de corte e do avanço por dente provocaram aumento nas forças de corte. Sendo que a largura apresentou maior influência no valor da força do que o avanço por dente. Nesta condição o aumento da profundidade de corte não apresentou influência significativa nas forças de corte. Já no microfresamento concordante as forças de corte aumentaram com o aumento dos três parâmetros analisados, sendo a largura de corte o parâmetro de maior influência.

Jin et al. (2009) estudaram o efeito do avanço por dente e da profundidade de corte nas forças obtidas durante o microfresamento do aço AISI D2 com microfresas de topo de metal duro com 200  $\mu\text{m}$  de diâmetro de corte. A rotação de corte foi mantida constante e igual a 120 000 rpm. Como resultados os pesquisadores observaram, conforme apresentado na Fig. 2.4, que para o menor avanço por dente analisado (0,25  $\mu\text{m}$ ) os valores das forças foram maiores do que para o avanço por dente de 0,5  $\mu\text{m}$ , e que para valores de avanço maiores do que este as forças de corte aumentaram rapidamente. Isso indica que o avanço de 0,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  corresponde ao ponto de transição a partir do qual a espessura de corte passa a ser maior que a espessura de corte mínima, necessária para a formação de cavaco. Além disso, os resultados mostraram que ao aumentar a profundidade de corte os valores das forças aumentaram, isso ocorre devido ao aumento na área da seção transversal do cavaco que eleva as forças de corte.

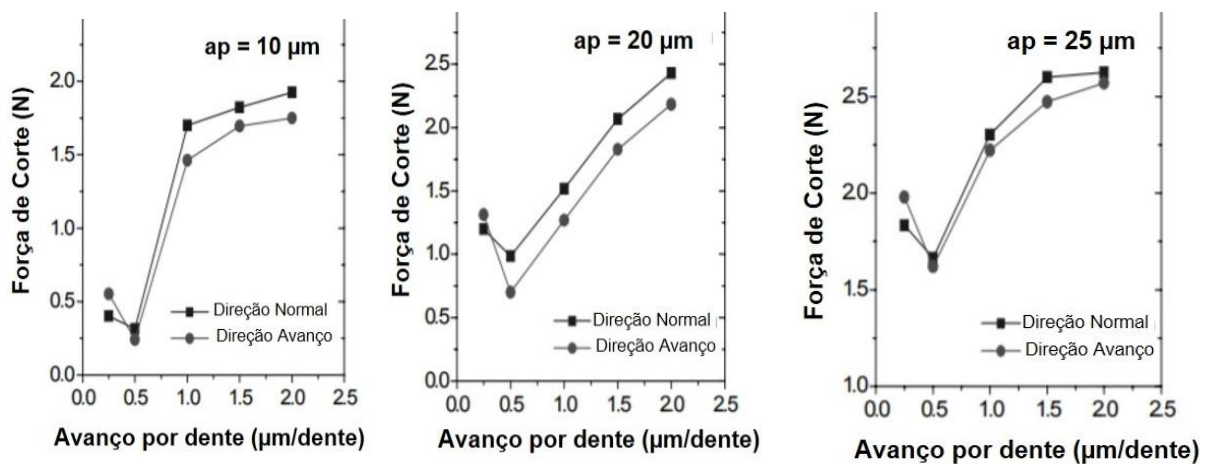


Figura 2.4 - Influência do avanço por dente e da profundidade de corte nas forças de corte (Adaptado de JIN et al., 2009).

## 2.4 Energia Específica de Corte

A energia específica de corte é definida como a quantidade de energia que será consumida na remoção de um volume unitário de material, sendo determinada pela razão entre a potência de corte e a taxa de remoção de material. A potência de corte é definida pelo

produto da força de corte com a velocidade de corte e a taxa de remoção pelo produto da profundidade de corte, avanço por dente e velocidade de corte. A energia específica pode ser utilizada para definir a usinabilidade de um material, pois quanto mais resistência o material apresentar à usinagem, maior será o valor da energia específica, já que será necessário maior força na realização do corte (BAYOUMI; YÜCESAN; HUTTON, 1994).

Seu estudo é bastante importante nos processos de microusinagem, pois, a ocorrência do efeito escala é caracterizado pelo aumento não linear desta grandeza. O grande aumento da energia específica neste caso, pode ser explicado pelo fato de existir nos processos de microusinagem uma menor probabilidade de encontrar um defeito no material, como contornos de grão, lacunas, átomos de soluto, entre outros, durante o corte. Isto ocorre devido a redução do volume de material removido, já que utiliza-se pequenos valores para os parâmetros de corte (DAVIM, 2008).

Pelo conceito da energia específica de corte verifica-se que esta grandeza depende diretamente do avanço por dente e da profundidade de corte (CHENG; HUO, 2013). Além disso, está associada com a geometria da microferramenta, principalmente com o seu raio da aresta de corte, e com o tamanho dos grãos do material usinado, já que esta grandeza está relacionada com o efeito escala. Assim, encontra-se na literatura estudos que abordam estas relações.

Gao et al. (2017) analisaram a influência do raio da aresta de corte da microferramenta e dos parâmetros de corte na energia específica durante o microfresamento do aço inoxidável 12Cr18Ni9 utilizando microfresas de metal duro, constituídas por três raios da aresta de corte. Os autores observaram que a energia específica aumenta com o aumento do raio da aresta de corte da microferramenta. Com relação a influência dos parâmetros de corte, concluíram que a menor energia específica foi obtida ao utilizar a menor velocidade de corte e o maior avanço por dente para a microferramenta com o menor raio da aresta de corte.

Filiz et al. (2007) analisaram a influência da velocidade de corte e do avanço por dente ao realizarem o microfresamento do cobre puro utilizando fresas de metal duro com 254  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Como resultado os autores notaram que pequenos valores do avanço por dente e o aumento da velocidade de corte, de 40 m/min para 80 m/min, tende a aumentar a energia específica, conforme Figura 2.5. O comportamento da velocidade de corte de 120 m/min, não foi explicado pelos autores, que reportaram a necessidade de mais análises para entender esse comportamento.



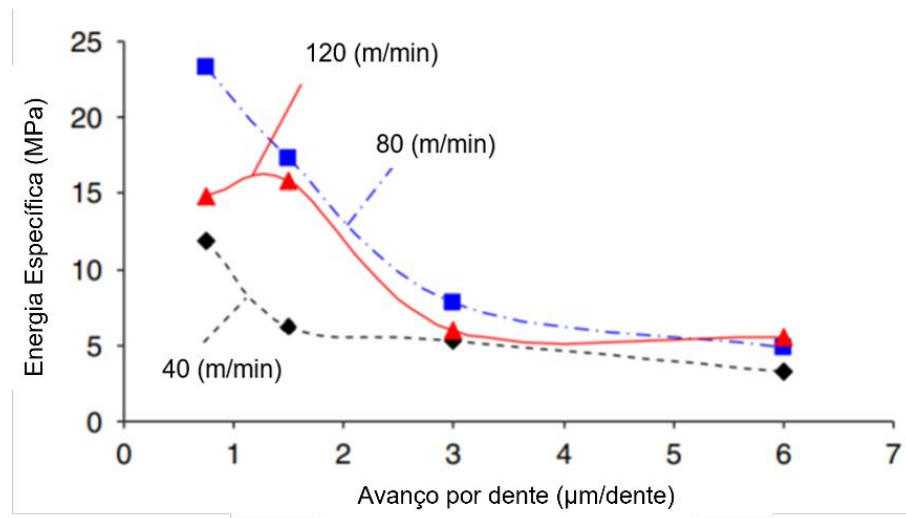


Figura 2.5 - Influência da velocidade de corte e do avanço na energia específica (Adaptado de FILIZ et al., 2007).

Lauro et al. (2015) também estudaram a influência do avanço por dente e da velocidade de corte na energia específica, porém também analisaram o efeito do tamanho de grão do material usinado. Neste estudo foi realizado o microfresamento do aço AISI H13 utilizando microfresas de metal duro revestidas por (TiAl)N com diâmetro de corte igual a 500 µm. Como resultado observaram que ao aumentar o avanço por dente e o tamanho do grão do material obteve-se uma redução da energia específica, Fig. 2.6 (a). Além disso notaram uma pequena influência da velocidade de corte na energia específica. Ao realizarem análise estatística, os autores verificaram que o avanço por dente é o parâmetro que mais influencia na energia específica, à medida que seu valor aumenta tem-se redução da energia, conforme Figura 2.6 (b), sendo essa relação expressa em função da velocidade de avanço, que consiste no produto do avanço por dente pela quantidade de arestas da ferramenta de corte, portanto, se há aumento do avanço por dente, há aumento da velocidade de avanço.

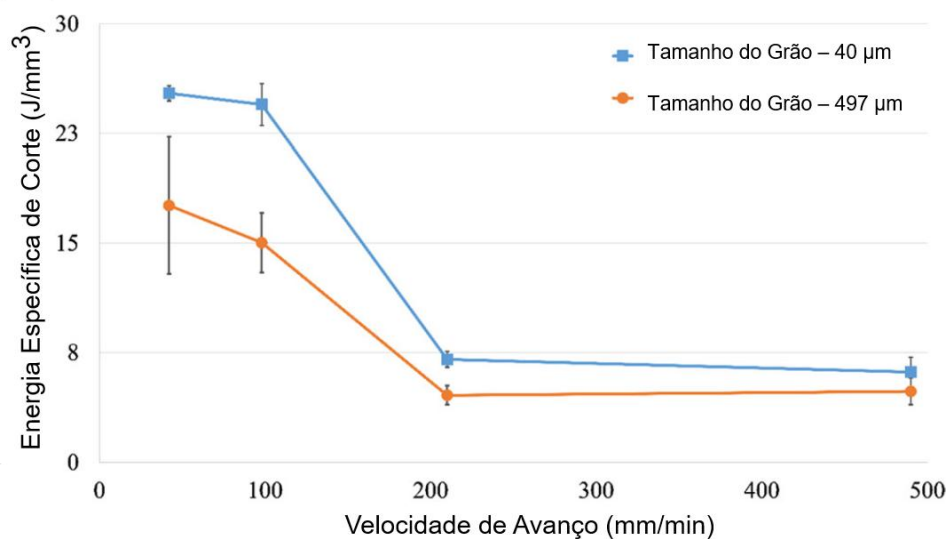
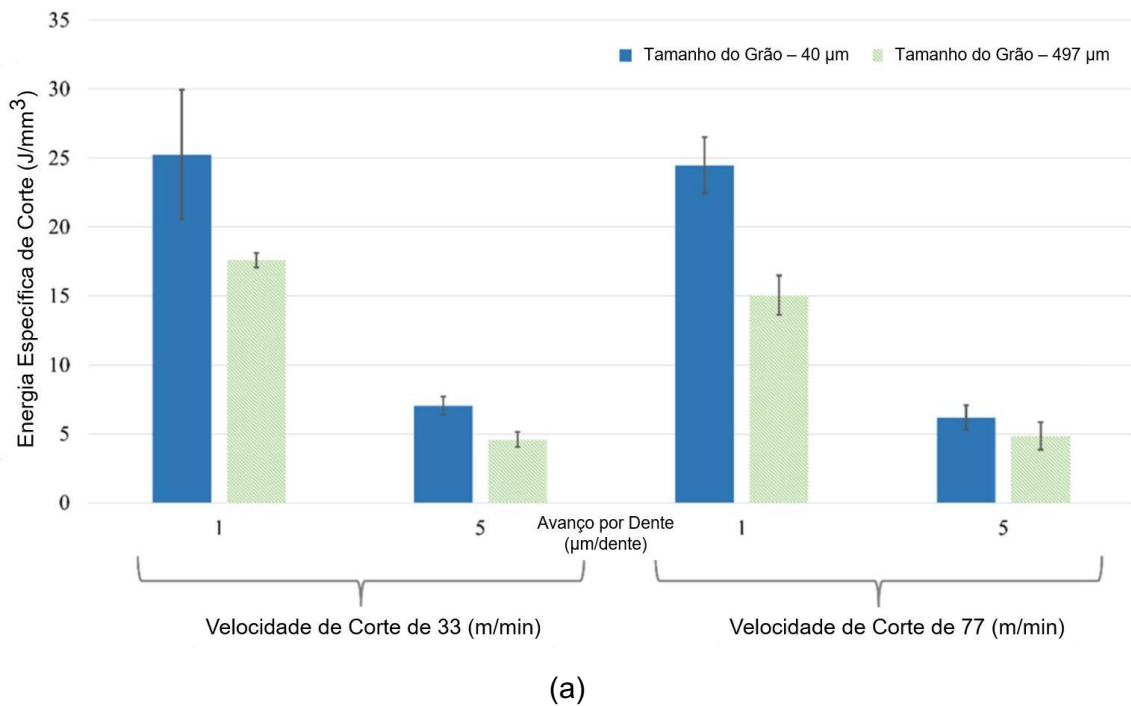


Figura 2.6 - Influência da velocidade de avanço (avanço por dente) na energia específica (Adaptado de LAURO et al., 2015).

## 2.5 Desgaste da Microferramenta

As ferramentas de corte utilizadas nos processos de usinagem em escala macro e micro se desgastam durante o processo de corte. Esse desgaste é inevitável e ocorre devido ao contato e ao deslizamento relativo entre a ferramenta e o material de trabalho, assim como do contato entre a ferramenta e o cavaco (MACHADO et al., 2011; GOMES et al., 2021a).

Nos processos de microusinagem esse desgaste se torna crítico, já que as microferramentas possuem pequenas dimensões. Essa redução no tamanho faz com que a microferramenta tenha menor rigidez, e assim fique mais propensa a vibrar, tendo como consequência menor vida, além de prejudicar o acabamento superficial e as tolerâncias das peças (MALEKIAN et al., 2009).

As pequenas dimensões das microferramentas também dificultam a medição do desgaste. Diferentemente da usinagem convencional, na microusinagem não há uma norma, como a ISO 8688-1:1989 e a ISO 8688-2:1989, que padronizam a metodologia para medição do desgaste. Sendo assim, no trabalho desenvolvido por Alhadeff et al. (2019), os autores propuseram uma metodologia para a medição do desgaste em microferramentas, já que na literatura são encontrados alguns métodos que não representam o comportamento adequado do desgaste da microferramenta, que é semelhante ao desgaste das macroferramentas, com a curva apresentado três estágios (SANTOS et al., 2018; ZIBEROV et al., 2020). De acordo com esse estudo, a medição do desgaste pelo raio de corte, conforme medido por Uzun et al. (2013) e Dadgari et al. (2018), não representa o comportamento de desgaste adequado da microferramenta. A medição adequada deve ser uma combinação de medidas realizadas na superfície de saída juntamente com o desgaste de flanco.

Alhadeff et al. (2019) ainda afirmam que a medição do desgaste pela redução do diâmetro da microferramenta de corte é adequada desde que o critério de fim de vida seja conhecido. Estudos realizados por Filiz et al. (2007), Li et al. (2011), Teng et al. (2018) e Santos (2020) utilizaram a metodologia de medição do desgaste pela redução do diâmetro da ferramenta de corte e obtiveram o comportamento adequado do desgaste, portanto, a curva de desgaste encontrada nestes trabalhos possui três estágios, como apresentado na curva de desgaste das macroferramentas. O primeiro estágio dessa curva é caracterizado por uma alta taxa de desgaste. No segundo, tem-se uma taxa de desgaste constante. Já o terceiro estágio é caracterizado por um desgaste severo da ferramenta, alta força de corte e alta temperatura (COLPANI et al., 2019).

Na literatura encontra-se outras maneiras de realizar a medição do desgaste que apresentam resultados adequados e que não foram analisadas por Alhadeff et al. (2019). Essas metodologias serão apresentadas a seguir.

Gomes et al. (2020) analisaram o desgaste de microfresas de metal duro, revestidas com TiNAl e com 400 µm de diâmetro ao realizarem o microfresamento do aço inoxidável 316L. A medição do desgaste foi realizada na superfície de folga secundária das microfresas e para sua medição as imagens da microferramenta nova foram sobrepostas às imagens das usadas. O desgaste foi medido com o auxílio do *software* Image J, como a distância entre a

ponta da ferramenta nova e a usada, para as duas arestas de corte, conforme demonstrado na Figura 2.7.

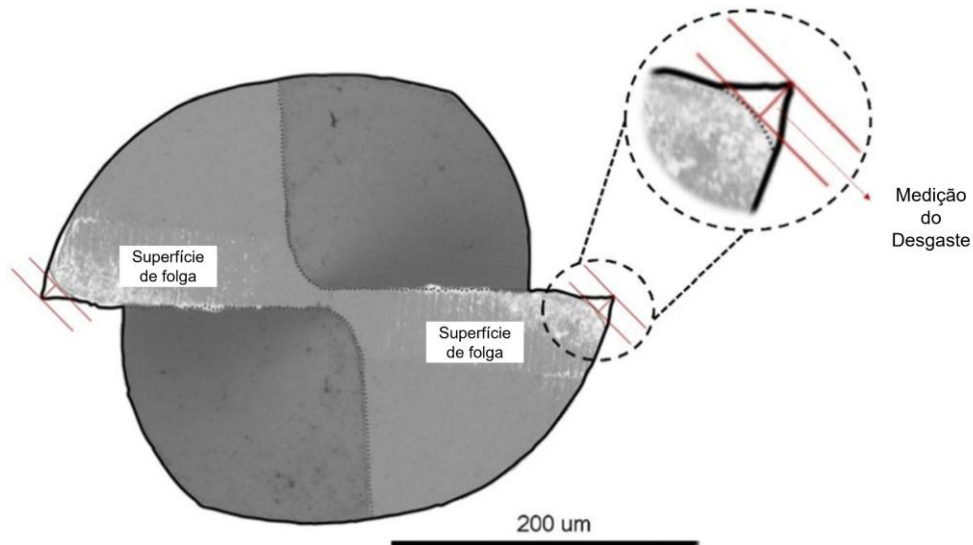


Figura 2.7 - Metodologia para medição do desgaste (Adaptado de GOMES et al., 2020).

Ziberov et al. (2020) também investigaram o desgaste de microfresas de metal duro, revestidas com DLC, TiAlN e sem revestimentos, com 152,4  $\mu\text{m}$  de diâmetro ao avaliar o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Neste trabalho o desgaste foi medido na superfície de folga principal como a distância entre a ferramenta nova e a usada em duas direções, direção 1, identificada como W1, e direção 2, identificada como W2, conforme apresentado na Figura 2.8.

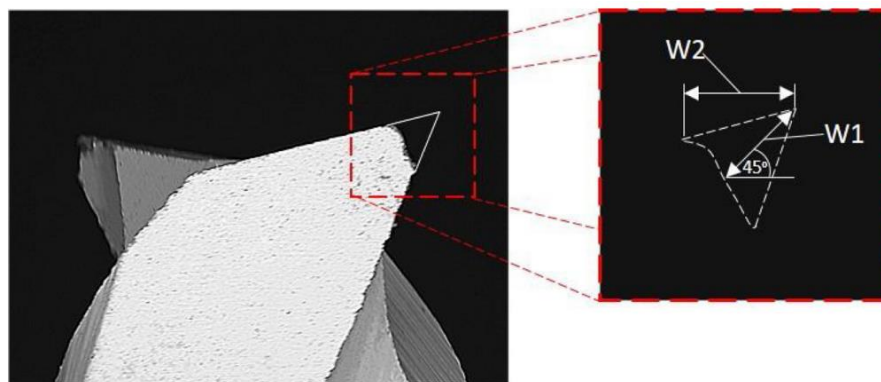


Figura 2.8 - Metodologia para medição do desgaste (Adaptado de ZIBEROV et al., 2020).

Outros estudos analisaram o desgaste da microferramenta por meio das dimensões dos microcanais fabricados. De acordo com Alhadeff et al. (2019), essa é uma metodologia que reduz o tempo de medição, podendo ser realizada somente ao final do processo. De

Oliveira (2019) utilizou essa metodologia ao realizar o microfresamento do Inconel 718 com fresas de metal duro revestidas com TiAlN de 400  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Neste trabalho foi realizada a medição da largura do canal, conforme ilustrado na Figura 2.9.

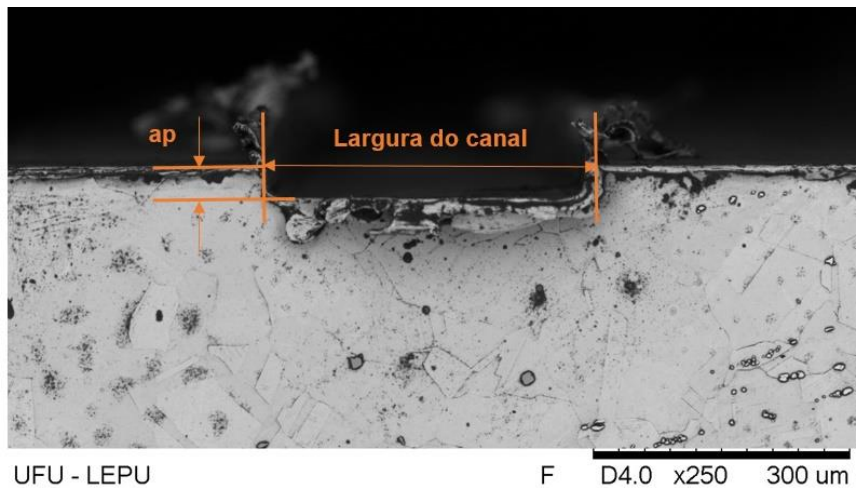


Figura 2.9 - Metodologia para medição do desgaste (DE OLIVEIRA, 2019).

O desgaste da microferramenta também pode ser obtido por meio de medição da área desgastada da ferramenta. Manso et al. (2019) utilizaram essa metodologia e o desgaste foi medido a partir da área perdida observada na vista de topo da microferramenta, utilizando o *software* Image J, conforme demonstrado na Figura 2.10.

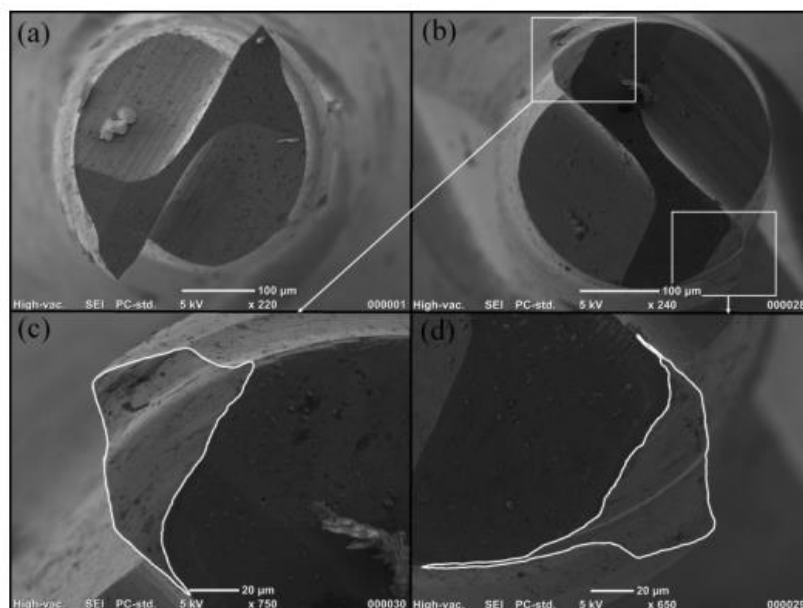


Figura 2.10 - Imagem (a) da microfresa nova e (b) da microfresa desgastada, (c) e (d) área medida para estimar o desgaste da microfresa (MANSO et al., 2019).

Zhu et al. (2017) também utilizaram essa metodologia de estimar a área desgastada da ferramenta para quantificar o desgaste. Neste trabalho os autores desenvolveram um algoritmo para identificar a região desgastada na superfície de folga secundária da microferramenta. Esse algoritmo foi desenvolvido para eliminar ruídos presente na imagem que poderiam levar a uma medição incorreta do desgaste. A sua função foi detectar a região de desgaste, extraí-la e fazer a sua medição, conforme apresentado na Figura 2.11.

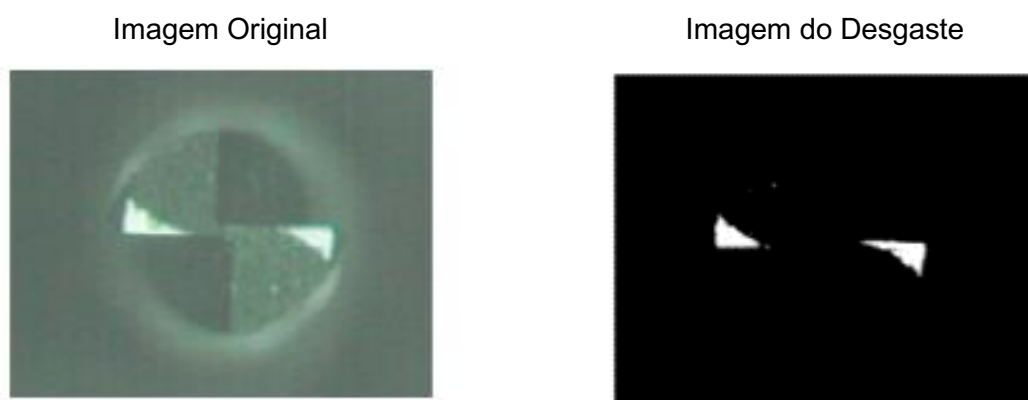


Figura 2.11 - Metodologia para medição do desgaste (Adaptado de ZHU et al., 2017).

Dessas metodologias pode-se definir uma classificação para as diferentes formas de se medir o desgaste em microferramentas. A classificação proposta consiste em medição do desgaste:

- pela redução do diâmetro da microferramenta;
- na superfície secundária de corte da microferramenta pela diferença entre as arestas;
- na superfície de folga principal da microferramenta pela diferença entre as arestas;
- por meio da largura do microcanal usinado;
- por meio da determinação da área desgastada da ferramenta.

O comportamento do desgaste das microferramentas pode ser imprevisível, sendo a sua evolução influenciada pelos parâmetros de corte utilizados. Manso et al. (2019) observaram que o desgaste da microferramenta aumentou ao utilizar o menor valor do avanço por dente ( $2 \mu\text{m}/\text{dente}$ ) e menor rotação de corte (30 000 rpm) ao realizar o microfresamento do aço ferramenta H13 com microfresas de  $400 \mu\text{m}$  de diâmetro, de metal duro revestidas com TiNAl. Os autores também concluíram que a influência da rotação pode ser contrária, em função do material de trabalho utilizado, como observado por Santos et al. (2018), ao encontrar um maior desgaste da microferramenta com o aumento da rotação durante o microfresamento do aço duplex UNS S32205, com ferramentas de metal duro revestidas com TiNAl de  $400 \mu\text{m}$  de diâmetro.

A influência do avanço por dente no desgaste das microfresas também foi analisada por Reichenbach et al. (2019), que assim como Manso et al. (2019), observaram que o desgaste foi maior ao utilizar o menor avanço por dente. Nesse trabalho, foi utilizado avanços por dentes de  $1\mu\text{m/dente}$  e  $4\mu\text{m/dente}$ . Para o maior avanço por dente, o desgaste da microferramenta reduziu, e foi muito maior para o menor avanço por dente. De acordo com os pesquisadores, isso significa que ao utilizar o maior avanço por dente a formação do cavaco ocorreu com a espessura de corte maior que a espessura mínima, portanto, sem a presença do sulcamento, o que resultou em uma maior vida da microferramenta, bem como reduziu as rebarbas formadas.

Outra variável que possui influência na vida da microferramenta é a sua geometria. Colpani et al. (2019) avaliaram a influência de duas microfresas de  $800\mu\text{m}$  de diâmetro, de metal duro revestidas com TiNAl, constituídas por ângulos saída de  $0^\circ$  e  $4^\circ$ . O material de trabalho foi a liga de titânio Ti-6Al-4V. Os resultados obtidos mostraram que a microfresa com o maior ângulo de saída se desgastou mais rapidamente. Além disso, o maior ângulo de saída reduziu a força de corte.

## 2.6 Qualidade Superficial

Com o aumento da demanda de produtos miniaturizados tem-se a necessidade de fabricar microcomponentes com qualidade superficial cada vez maior para que os seus desempenhos funcionais sejam otimizados. Assim, estudos têm sido desenvolvidos para compreender as alterações que ocorrem na superfície e nas camadas subsuperficiais devido a aplicação dos processos de microusinagem (JAWAHIR et al., 2011).

A rugosidade superficial consiste em um importante parâmetro para avaliar a qualidade de uma superfície microusinada. Esta se refere às irregularidades de alta frequência sobre a superfície da peça causada pela interação da microestrutura do material com o processo de corte da ferramenta (ASM HANDBOOK, 2004).

Embora a rugosidade já tenha sido amplamente estudada para os processos de usinagem convencional, ela ainda precisa ser investigada quando se utiliza processos em escalas micrométricas, já que está relacionada com o efeito escala (CHENG; HUO, 2013). Além disso, possui influência dos parâmetros e das condições de corte (CHENG et al., 2008).

Aslantas et al. (2016) analisaram a influência do avanço por dente nos valores de rugosidade ao realizar o microfresamento da liga de titânio 6Ti-Al-4V utilizando microfresas com diâmetro de corte igual a  $508\mu\text{m}$  com diferentes revestimentos. Os autores observaram que a rugosidade aumenta com a redução do avanço por dente, para valores do avanço menores que  $0,5\mu\text{m/dente}$ . Para valores de avanço maior que  $0,5\mu\text{m/dente}$ , percebe-se que

a rugosidade aumenta com o avanço por dente. Estes resultados estão apresentados na Fig. 2.12.

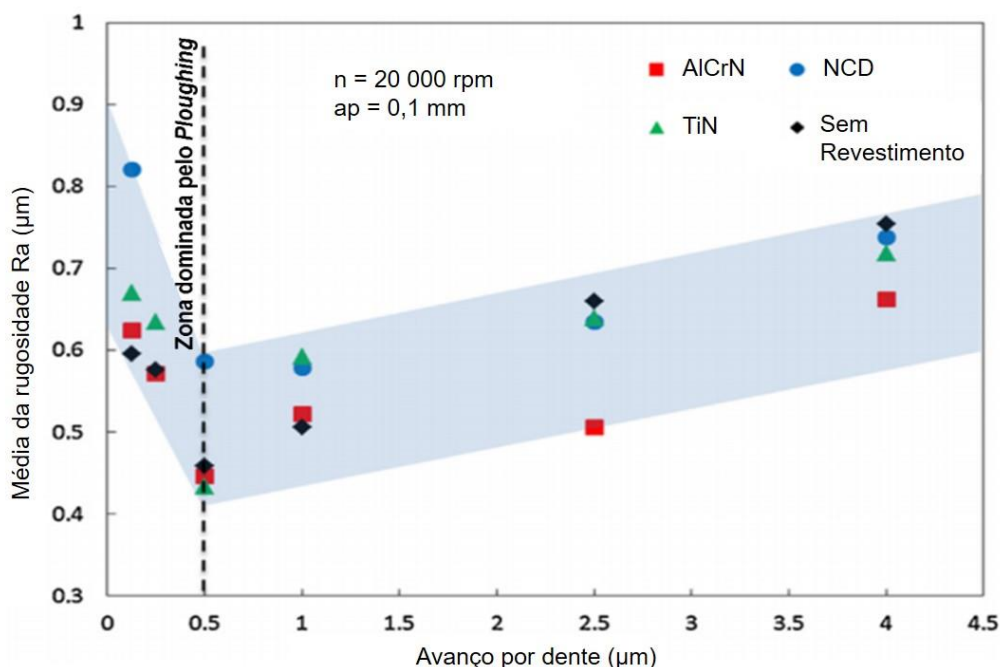


Figura 2.12 - Variação da rugosidade em função do avanço por dente (Adaptado de ASLANTAS et al., 2016)

De acordo com Aslantas et al. (2016) o avanço de  $0,5 \mu\text{m}/\text{dente}$  corresponde ao valor do avanço por dente crítico, já que abaixo deste valor tem-se predominância do sulcamento. Portanto, com este resultado é possível observar que nem sempre o menor avanço proporcionará o melhor acabamento, já que existe um valor crítico que está associado com a espessura mínima para a formação de cavaco com predominância de cisalhamento.

Natarajan, Periyanan e Yang (2011) estudaram a influência da velocidade de rotação do eixo-árvore, do avanço e da profundidade de corte na rugosidade ao realizar o microfresamento do alumínio utilizando microferramentas de metal duro. Este estudo foi realizado com o objetivo de aumentar a taxa de remoção de material e minimizar a rugosidade superficial. Foram realizadas análises estatísticas que mostraram que ao utilizar velocidades moderadas e profundidades de corte superiores a  $20 \mu\text{m}$ , a taxa de remoção de material apresenta melhores resultados, enquanto os menores valores de rugosidade foram obtidos com os menores de avanço utilizados. Já a velocidade de rotação não apresentou influência significativa.

Dos Santos et al. (2015) realizaram o microfresamento do aço inox duplex UNS 32205 com microfresas de metal duro revestidas de TiN de diâmetro igual a  $381 \mu\text{m}$ . Os autores



analisaram a influência da rotação do eixo da eixo-árvore da máquina-ferramenta, do avanço e da profundidade de corte na rugosidade das superfícies microfresadas. Os resultados obtidos demonstraram que o aumento do avanço e da profundidade de corte levou a maiores valores da rugosidade, sendo que a profundidade de corte o parâmetro que mais influenciou na rugosidade. Com relação a rotação, este parâmetro praticamente não influenciou nos valores de rugosidade.

Li e Chou (2010) analisaram a influência da utilização da mínima quantidade de lubrificação (MQL) na rugosidade superficial variando o avanço e a rotação do eixo-árvore da máquina durante o microfresamento do aço SKD61. Como resultados os autores observaram que ao utilizar o MQL variando o avanço o valor da rugosidade não ultrapassa  $0,2 \mu\text{m}$ , conforme Fig. 2.13. Com relação a rotação, verificou-se que ao utilizar MQL para as rotações de 30 000 rpm e 40 000 rpm os valores da rugosidade foram menores do que  $0,2 \mu\text{m}$ . De maneira geral, no corte a seco o valor da rugosidade aumentou com o comprimento usinado independentemente do valor de avanço e da rotação, tendo um aumento abrupto quando o desgaste de flanco da ferramenta chegou a  $80 \mu\text{m}$ .

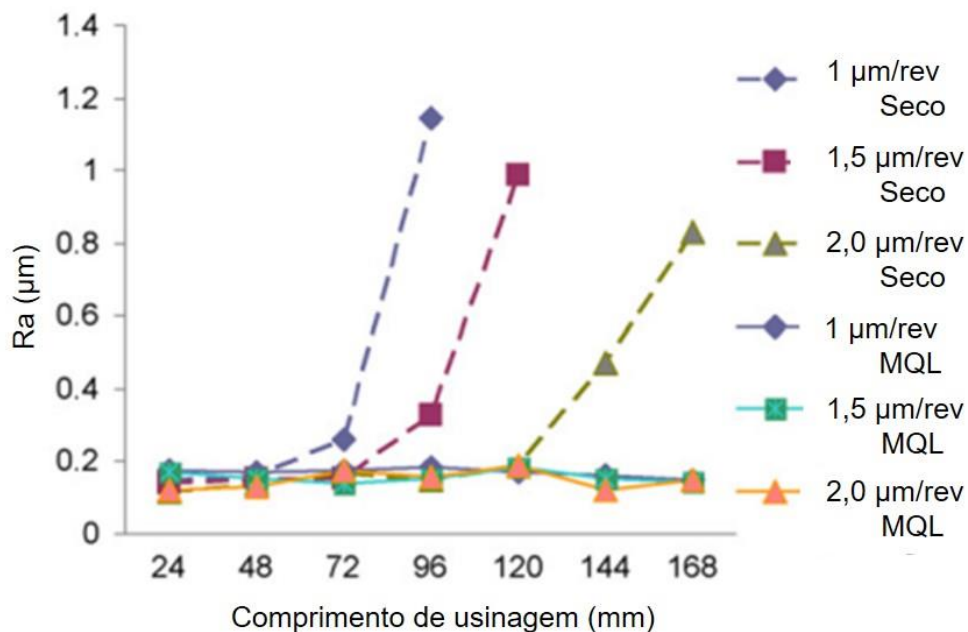


Figura 2.13 - Influência do MQL na rugosidade (Adaptado de LI; CHOU, 2010).

## 2.7 Rebarbas

As rebarbas geradas durante o corte são inevitáveis e estão presentes nos componentes fabricados pelos processos de microusinagem, sendo a sua presença bem crítica devido ao tamanho reduzido das peças fabricadas (JEONG et al., 2009).

A presença das rebarbas prejudica a aplicação das peças assim como podem apresentar riscos de ferimentos ao manuseá-las. Assim, estas precisam ser removidas. Porém, os processos de rebarbação comumente empregados na usinagem convencional não podem ser facilmente aplicados na microusinagem, por causarem erros dimensionais e tensões residuais nos microcomponentes (LEE; DORNFELD, 2002). Portanto, estudos dos métodos de rebarbação são essenciais para as peças fabricadas a partir dos processos de microusinagem. Além disso, trabalhos são desenvolvidos para encontrar os parâmetros de corte responsáveis por gerar a menor quantidade de rebarbas (BIERMANN; STEINER, 2012).

Zhang, Yuan e Wang (2017) analisaram a influência do avanço por dente, da profundidade de corte, da rotação e do ângulo da aresta de corte no tamanho das rebarbas de topo formadas durante o microfresamento da liga de alumínio 6061-T6 utilizando ferramentas de metal duro com diâmetro igual a 500  $\mu\text{m}$ . Os autores concluíram que o aumento nos valores dos parâmetros avaliados resultou em uma tendência de maiores dimensões das rebarbas. Quando o avanço por dente se igualou a espessura mínima de corte houve uma redução nas dimensões das rebarbas, uma vez que o efeito sulcamento deixou de ser predominante. E ao continuar elevando o avanço por dente, além da espessura mínima de corte, o tamanho das rebarbas aumentou.

Piquard et al. (2014) também estudaram o efeito dos parâmetros de corte na formação das rebarbas. Para isso realizaram o microfresamento de ligas biocompatíveis de NiTi utilizando microferramentas revestidas com 800  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Os resultados obtidos demonstraram que as menores rebarbas são formadas com elevado avanço por dente e pequena penetração de trabalho. Sendo este resultado contrário ao obtido por Zhang, Yuan e Wang (2017).

Mathai e Melkote (2012) apresentaram um método de rebarbação para as peças fabricadas por microusinagem. Este consiste na utilização de um pincel com cerdas de nylon, rotacionado na velocidade do eixo-árvore, juntamente com partículas abrasivas, sendo ambos aplicados aos canais usinados em aço ferramenta e cobre. Os autores avaliaram a influência da rotação de 5 000 rpm, 10 000 rpm e 15 000 rpm, o tamanho e o tipo das partículas abrasivas na redução da altura das rebarbas. As partículas analisadas foram carbeto de silício e diamante, sendo que os seus tamanhos variaram de 3  $\mu\text{m}$  a 1,25  $\mu\text{m}$  para o carbeto de silício e 3  $\mu\text{m}$  a 1  $\mu\text{m}$  para o diamante. Em suas análises concluíram que a taxa de remoção das rebarbas aumenta com a velocidade de rotação do eixo-árvore e para partículas de diamante, não sendo observado influência do tamanho das partículas abrasivas. Além disso, os autores estudaram um método simples de remoção de rebarba que foi eficiente e melhorou o acabamento da peça.

Um ou outro método utilizado para remover as rebarbas consistiu na aplicação do micro-eletro-erosão em peças microusinadas. Neste método as rebarbas que estão próximas da ferramenta são removidas sem causar danos à superfície ao seu redor. Além disso, não existe contato entre a ferramenta e a peça e as rebarbas podem ser removidas de maneira bastante controlada. Portanto, este é um eficiente método que pode ser aplicado para os processos de microusinagem (JEONG et al., 2009).

## 2.8 Manufatura Aditiva

A Manufatura Aditiva (MA) consiste em um processo de fabricação que possui como princípio a adição de material, camada a camada, baseado em modelos de desenho assistido por computador (CAD) (NEMATOLLAHI, 2019). Em comparação com os processos tradicionais, este processo possibilita a fabricação de peças com geometrias complexas que possuem propriedades e microestruturas únicas (WANG et al., 2020a).

Na década de 1980 a Manufatura Aditiva foi desenvolvida com o objetivo de criar modelos e peças de protótipos (KRUTH, 1991). Atualmente, devido ao seu grande desenvolvimento, é possível obter peças com funcionalidades desejadas que possuem aplicações em diversas áreas como aeronáutica, automobilística, médica, entre outras (GEBHARDT, 2011).

Os processos de Manufatura Aditiva são classificados em função dos princípios de adição e adesão entre camadas. Cada um desses processos possui vantagens, desvantagens e áreas de aplicações específicas (HUANG et al., 2013). De acordo com a norma ABNT NBR 52900 (2018), que apresenta a terminologia sobre as tecnologias da manufatura aditiva, os processos são classificados em sete princípios, os quais são: fotopolimerização em cuba (*vat photopolymerization* - VP), jateamento de material (*material jetting* - MJ), jateamento de aglutinante (*binder jetting* - BJ), extrusão de material (*material extrusion* - ME), fusão de leito de pó (*powder bed fusion* - PBF), laminação de folhas (*sheet lamination* - SL) e Deposição por Energia Direcionada (*directed energy deposition* - DED).

Outra classificação dos processos de Manufatura Aditiva é realizada com base no material usado como matéria-prima (KUMBHAR; MULAY, 2018). Na Tabela 2.2 tem-se apresentado a grande variedade de materiais utilizados em cada princípio da MA, juntamente com a especificação das suas estruturas: amorfa, semicristalina e termofixo.

Tabela 2.2 - Materiais utilizados como matéria-prima em cada princípio dos processos de MA (BOURELL et al., 2017).

	Amorfa	Semicristalina	Termofixo	Extrusão de material	Fotopolimerização em cuba	Jateamento de material	Fusão de leito de pó	Jateamento de aglutinante	Laminação de folhas	Deposição por energia direcionada
Policarbonato	X			X						
Mistura PC/ABS	X			X						
PLA	X			X						
Acrílicos			X		X	X				
Acrylates			X		X	X				
Epóxis			X		X	X				
Poliamida (Nylon) 11 e 12		X					X			
Vidro preenchido		X					X			
Carbono preenchido		X					X			
Metal (Al) preenchido		X					X			
Ligado a polímero	X	X		X						
Poliestireno	X						X			
Polipropileno		X					X			
Poliéster ("Flex")							X			
Poliuretano termoplástico				X			X			
Chocolate		X		X						
Papel									X	
Ligas de alumínio							X	X	X	X
Ligas Co-Cr							X	X		X
Ouro							X			
Ligas de Níquel							X	X		X
Aço inoxidável							X	X	X	X
Titânio, pureza convencional							X	X	X	X
Ti-6Al-4V							X	X	X	X
Aço ferramenta							X	X		X

De acordo com Zhang et al. (2018) e Sames et al. (2016) os processos de MA utilizados para fabricar metais são: BJ, SL, DED e PBF, os quais podem ser observados na Tabela 2.2. Além disso, pode-se notar, na Tabela 2.2, que dentre estas quatro tecnologias, o PBF e o DED são as capazes de fabricar uma maior variedade de metais (BOURELL et al., 2017). Cada uma dessas tecnologias possui princípios diferentes, os quais serão abordados.

No jateamento de aglutinante (BJ) um aglutinante líquido é depositado seletivamente para unir materiais em pó (F2792-12, 2013). Esta tecnologia foi desenvolvida em 1993 no Instituto de Tecnologia de Massachusetts (SACHS et al., 1992). Para a fabricação da peça,

uma camada de pó metálico é espalhada, normalmente por rolo, então uma cabeça de impressão injeta o aglutinante líquido para criar o padrão bidimensional da camada, e, em seguida o aglutinante é curado. Para a formação de uma nova camada, a plataforma de construção abaixa e o processo se repete. Ao finalizar a fabricação da peça, a qual é denominada de peça “verde”, esta necessita ser pós-processada para atingir as propriedades finais desejadas (VOLPATO, 2017). Uma das grandes preocupações desse processo é com relação a porosidade das peças metálicas, já que o BJ é um processo que se assemelha com a metalurgia do pó (SAMES et al., 2016). Dos processos da MA de fabricação de peças a partir de leito de pó, o BJ é o único que não é baseado em fusão, portanto, as peças fabricadas não têm tensões residuais (MIRZABABAEI; PASEBANI, 2019). Dos metais, o aço inoxidável foi amplamente fabricado por essa tecnologia (RAOUFI et al., 2020; MIRZABABAEI; PASEBANI, 2019).

Na laminação de folhas (SL), folhas de material são unidas para formar um objeto (F2792-12a, 2013) e cada camada é usinada por laser. Esses processos podem ser categorizados com base no mecanismo utilizado para ligar as folhas, os quais são: colagem ou ligação adesiva, processos de ligação térmica, fixação e soldagem ultrassônica. No caso da fabricação de peças metálicas, as folhas metálicas são unidas por uma fonte de energia localizada, principalmente ultrassônica ou laser (GIBSON et al., 2014). A técnica de fabricação mais utilizada é a Fabricação de aditivos ultrassônicos (*Ultrasonic Additive Manufacturing - UAM*), neste caso aplica-se ondas ultrassônicas e pressão mecânica em folhas metálicas empilhadas, à temperatura ambiente, para promover a ligação dessas folhas por meio da difusão (FRIEL; HARRIS, 2013). Também são utilizados como matéria-prima alguns metais que são difíceis de unir, como: titânio, cobre (SRIRAMAN et al., 2010), aço inoxidável e compósitos com matriz de metal (HAHNLEN; DAPINO, 2014).

As tecnologias de impressão de metais que mais possuem estudos desenvolvidos são deposição por energia direcionada (DED) e fusão de leito de pó (PBF) (BHAVAR et al., 2017). Ambos os processos necessitam de fontes de calor de alta densidade de energia, para ocorrer a fusão localizada e evolução microestrutural com base na solidificação (DEBROY et al., 2018).

Na deposição por energia direcionada (DED) energia térmica é usada para fundir materiais à medida que estes são depositados (F2792-12a, 2013). Processos que utilizam laser (*laser engineered net shaping - LENS*), deposição direta de material (*direct metal deposition - DMD*) e processos baseados em arco elétrico são algumas das tecnologias que utilizam o princípio DED (GIBSON et al., 2015).

Nestes processos a energia térmica consiste em um laser, arco elétrico ou feixe de elétrons. Os materiais metálicos são alimentados na forma de pó ou arame (SAMES et al.,

2016). Em geral, as máquinas DED são constituídas por um cabeçote no qual são alimentados a matéria-prima, gás inerte e a fonte de energia térmica. O gás inerte é utilizado para proteger a região fundida, evitando a sua oxidação (GOKULDOSS et al., 2017).

Em função da fonte de energia térmica, as peças fabricadas pelos processos que utilizam feixe de elétrons possuem maior precisão e melhor acabamento superficial, uma vez que podem ser obtidas camadas mais finas e baixas taxas de deposição, ao contrário dos processos que utilizam o laser e o arco elétrico (ZHANG et al., 2018).

A matéria-prima consiste em uma ampla variedade de metais como: titânio, Inconel, aço inoxidável, alumínio e suas ligas, que podem ser aplicados na indústria aeroespacial. Uma grande aplicação destes processos é no reparo de peças metálicas existentes de grande valor agregado (LIU et al., 2017).

De acordo com a F2792-12a (2013) a fusão de leito de pó (PBF) utiliza a energia térmica para fundir ou sinterizar seletivamente regiões de um leito de pó. Sinterização seletiva a laser (*selective laser sintering* - SLS) e fusão de feixe de elétrons (*electron beam melting* - EBM) são as principais tecnologias que utilizam o princípio do PBF para se obter peças metálicas (SINGH et al., 2020).

Nestes processos a energia térmica consiste em um feixe de laser ou elétrons. A fabricação se inicia a partir da deposição de uma fina camada de pó, a qual é espalhada pela lâmina do espalhador sobre a plataforma de construção, formando uma camada nivelada de pó. Então o feixe de laser ou elétrons incide em todas as regiões predefinidas, em função da geometria de cada camada, fundido as partículas do pó umas às outras e à camada anterior. Seguindo, a plataforma de construção desce e uma nova camada de pó é distribuída na superfície do leito de pó e todo o processo se repete até a fabricação completa da peça. A atmosfera da câmara é inerte para evitar oxidação do pó (ZHANG et al., 2018). Esta tecnologia tem sido utilizada na fabricação de peças metálicas para diversos setores como o biomédico e o aeroespacial. Materiais como aço inoxidável 316L, cromo-cobalto (SING et al., 2016), e o titânio (CHEN et al., 2009) estão sendo estudados para serem usados na fabricação de implantes. Já nas aplicações aeroespaciais os metais utilizados são aços inoxidáveis e ferramentais, titânio e suas ligas, ligas à base de níquel e algumas ligas de alumínio (LIU et al., 2017).

Uma das grandes vantagens do PBF consiste em não utilizar estruturas de suporte, já que o próprio leito de pó possui essa função, portanto, formas complexas com uma alta precisão geométrica ( $\pm 0,05$  mm) podem ser fabricadas, e essa característica separa essa tecnologia da tecnologia DED (DING et al., 2015). Além disso, ao comparar o tempo de construção do DED com o PBF, percebe-se que o maior tempo é gasto no PBF, entretanto,

as peças fabricadas pelo PBF possuem maior complexidade e melhor acabamento superficial, sendo necessário mínimo pós-processamento (BHAVAR et al., 2014).

## 2.9 Processo de Deposição de Metal a Laser

Conforme já mencionado na seção 2.8, a tecnologia de deposição de energia direcionada (direct energy deposition - DED) utiliza uma fonte de energia térmica focada para unir materiais por fusão. O material pode ser na forma de pó metálico ou filamento. A energia térmica utilizada consiste em um feixe de laser, elétrons ou arco voltaico. Quando o material entra em contato com a fonte de energia, o pó derrete e se deposita no substrato (F2792-12a, 2013; ABNT NBR 52900, 2018). Essa tecnologia fabrica novos componentes metálicos a partir de um substrato, bem como repara e reconstrói peças danificadas e desgastadas (LIU et al., 2017; MANDAL, 2019).

Na literatura são encontrados diferentes nomes dos processos que utilizam o princípio DED. Um resumo destes nomes foi elaborado por Saboori et al. (2020), conforme apresentado na Tabela 2.3. As diferenças existentes em cada processo são em relação a construção do sistema, portanto, o que difere é a potência do laser, diâmetro do foco, tipo de laser, método de alimentação do material e sistemas de controle. Além dessas nomenclaturas, algumas empresas denominam o processo pelo próprio nome do princípio, Deposição por Energia Direcionada, que é o caso da empresa que fabricou as amostras analisadas neste trabalho e utilizam o laser como a fonte térmica (BEAM, 2021). De acordo com Arias-González et al. (2021) esse processo é denominado em inglês como *laser-directed energy deposition* (deposição por energia direcionada a laser), sendo representado pela sigla LDED, assim, essa nomenclatura será a utilizada neste trabalho.

Tabela 2.3 - Diferentes processos com o princípio DED (Adaptado de SABOORI et al., 2020).

<b>Sigla</b>	<b>Processo</b>
LENS	<i>Laser Energy Net Shaping</i> - Forma Final Obtida com Laser
LMD	<i>Laser Metal Deposition</i> - Deposição de Metal a Laser
LCD	<i>Laser Cladding</i> - Revestimento a laser
DMD	<i>Direct Metal Deposition</i> - Deposição Direta de Material
LAMP	<i>Laser Aided Manufacturing Process</i> - Processo de fabricação auxiliado por laser
DLF	<i>Direct Laser Fabrication</i> - Fabricação a Laser Direto
LPF	<i>Laser Powder Fusion</i> - Fusão de pó a laser

São inúmeros os materiais a serem utilizados como: ligas a base de titânio, níquel e ferro, além de aços inoxidáveis, os quais são fabricados com uma taxa de deposição relativamente alta, em comparação com outros processos de manufatura aditiva. Também tende a produzir uma zona afetada pelo calor menor, em comparação com aplicações de reparo de soldagem (SABOORI et al., 2020; DE OLIVEIRA, 2005).

Os processos DED possibilitam a fabricação de ligas especiais por meio da utilização de pós com diversas composições. Também são empregados na fabricação de peças de grandes dimensões, devido ao grande número de graus de liberdade da máquina, a qual é constituída por um cabeçote. Na Figura 2.14 pode-se observar a configuração típica de um cabeçote utilizado nos processos DED. Pode-se observar a presença de gás inerte, utilizado para proteger a região fundida reduzindo assim a taxa de oxidação (GOKULDOSS et al., 2017).

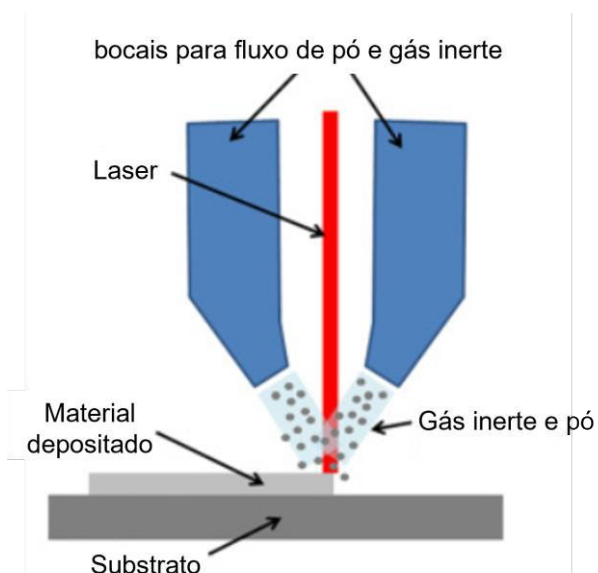


Figura 2.14 - Configuração do cabeçote utilizado no processo DED (Adaptado de SING et al., 2020).

Atualmente tem-se desenvolvido pesquisas que avaliam as propriedades mecânicas e a microestrutura de peças fabricadas por DED. De acordo com Shamsaei et al. (2015) e Saboori et al. (2018) a densidade de energia aplicada, a taxa de alimentação da matéria-prima, a estratégia de deposição e a espessura da camada depositada são os principais parâmetros que influenciam as propriedades mecânicas de peças produzidas por DED. Quando a potência do laser é baixa, tem-se a formação de componentes porosos devido à falta de fusão, porém, quando a potência é elevada tem-se deformação térmica descontrolada obtendo componentes com baixa precisão dimensional. Com relação a estratégia de



deposição, de acordo com a estratégia adotada tem-se maiores deformações, obtendo também peças com baixa precisão dimensional (COELHO et al., 2018). Além disso, em estratégias de deposição horizontais do tipo *raster*, Figura 2.15, as amostras apresentam maior dureza, em comparação com as amostras fabricadas com a estratégia *snake*, devido à alta taxa de resfriamento. Sobre a espessura da camada depositada, esta depende da taxa de alimentação da matéria-prima, da velocidade de varredura e do espaçamento entre camadas (ASCARI et al., 2020).

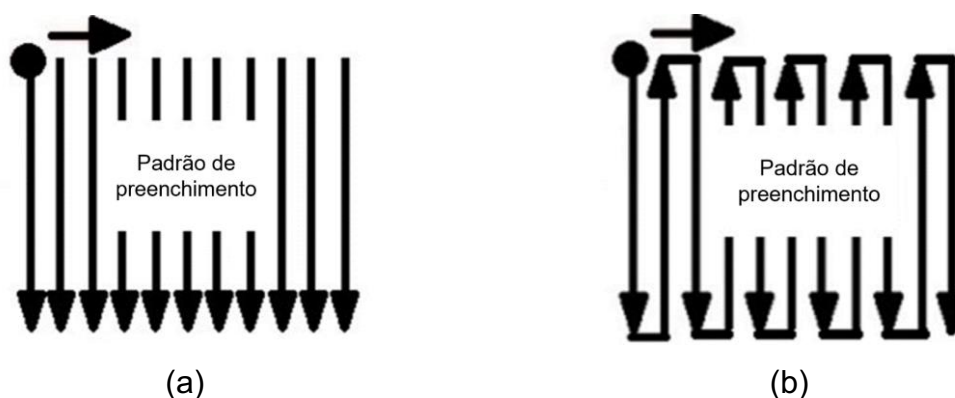


Figura 2.15 - Padrão de preenchimento tipo (a) *raster* e (b) *snake* (Adaptado de ASCARI et al., 2020).

O efeito da velocidade de varredura e da taxa de alimentação de pó foi investigado por Dutta et al. (2019) ao analisarem amostras do aço inoxidável 316L fabricadas por DED. Neste trabalho os pesquisadores analisaram a influência desses dois parâmetros na porosidade da amostra fabricada e observaram que a porosidade foi minimizada utilizando maiores valores de velocidade de varredura e taxa de alimentação de pó de 30 g/min.

Bosio et al. (2018) também observaram que a vazão do gás de proteção e o tipo de pó utilizado na fabricação do aço inoxidável 316L produzido por DED influenciam na porosidade e no teor de óxido da amostra produzida. Os autores também notaram que ao utilizar parâmetros ótimos do processo (potência do laser, velocidade de varredura, taxa de alimentação e espaçamento entre camadas) e menor vazão do gás houve uma redução na quantidade de poros do componente fabricado. Quando se utiliza uma grande vazão do gás, o pó é injetado de forma desigual levando o gás a ficar aprisionado na poça fundida, tendo como resultado a formação de porosidade. Sobre a presença de óxidos, os autores perceberam que quando se utiliza pós reciclados, tem-se uma maior quantidade de óxidos no componente, devido à presença de óxido grosseiro nas superfícies do pó reciclado. Esse mesmo resultado foi observado por Saboori et al. (2019).

Pacheco et al. (2022) investigaram a influência da direção de construção juntamente com a aplicação de tratamento térmico em amostras do aço inoxidável 316L fabricadas por DED. Como resultado observaram que as amostras tratadas termicamente possuem microestrutura homogênea e dureza menor. Sobre a influência da direção de construção, perceberam que as amostras fabricadas horizontalmente apresentaram maiores valores de resistência à tração quando comparadas às amostras verticais tanto para as amostras tratadas termicamente como para as que não obtiveram tratamento térmico.

## **2.10 Microusinagem de peças metálicas produzidas pela Manufatura Aditiva**

Os processos de Manufatura Aditiva (MA) (*additive manufacturing*) estão sendo cada vez mais utilizados por possibilitar a fabricação de geometrias complexas, devido ao seu princípio de fabricação, camada a camada (ZHAI et al., 2014), sendo possível obter peças finais ou realizar reparos em peças existentes, de alto valor, que apresentaram algum defeito (PERINI et al., 2020). Os processos da MA possuem inúmeras vantagens, entretanto, as peças fabricadas ainda possuem algumas características indesejadas como: a presença do efeito escada, baixo acabamento superficial e precisão dimensional. Muitas pesquisas são desenvolvidas para melhorar estas características (KUMBHAR; MULAY, 2018). Em algumas são investigados os parâmetros utilizados no processo de fabricação, já em outras, são avaliados a utilização de técnicas de pós-processamento como os processos subtrativos (VAEZI et al., 2013). Existem diversas técnicas que podem ser utilizadas, dependendo da aplicação e do material da peça, como: operação de usinagem convencional / microusinagem, usinagem química, operações de acabamento de superfície a laser e usinagem de fluxo abrasivo (KUMBHAR; MULAY, 2018; GOMES et al., 2021b).

Dentre as técnicas de pós-processamento, a usinagem e a microusinagem são utilizadas por conferir à peça usinada qualidade superficial, compensar as imprecisões geométricas e possibilitar a usinagem de uma grande variedade de materiais que podem ser fabricados pela Manufatura Aditiva (DHARA; BO, 2005; CHENG; HUO, 2013; SALONITIS et al., 2016; ZHANG et al., 2020). Além disso, podem ser utilizados para adicionar características às peças como furos ou roscas (CHUA; LEONG; LIM, 2003), permitindo que a peça tenha a funcionalidade necessária ou o ajuste adequado em uma montagem (LANE et al., 2015).

A união da Manufatura Aditiva com a usinagem/microusinagem, tecnologia denominada de processo híbrido (FORD; DESPEISSE, 2016), possui inúmeras potencialidades (SERRES et al., 2011), já que os processos da MA podem ser uma alternativa sustentável aos processos de manufatura tradicionais (CHEN et al., 2015). Isso ocorre, pois na fabricação das peças pelos processos de MA o desperdício de material é minimizado

(ÅLGÅRDH et al., 2017), sendo os processos de usinagem/microusinagem empregados para melhorar a qualidade superficial, contribuindo assim com menor impacto ao meio ambiente e melhorando a eficiência da produção (SERRES et al., 2011).

Em geral, a usinabilidade dos metais fabricados pelos processos de Manufatura Aditiva é diferente dos mesmos metais fabricados pelos métodos convencionais, sendo que os metais obtidos pela Manufatura Aditiva apresentam uma menor usinabilidade (HUNG; CORLISS, 2019). Devido a essa característica, pesquisas estão sendo desenvolvidas para investigar a microusinagem de metais impressos, como o Ti-6Al-4V, aço inoxidável 316L, Inconel 718 e aço ferramenta H13.

De Assis et al. (2020) estudaram o microfresamento do aço inoxidável 316L produzido por fusão de leito de pó (PBF). Para isso utilizaram microfresas de ponta esférica de metal duro com 600  $\mu\text{m}$  e 800  $\mu\text{m}$  de diâmetros. Neste estudo, os autores analisaram os efeitos do diâmetro da microferramenta, da sua trajetória, do avanço por dente, do tipo de usinagem (concordante e discordante) durante a fabricação de microcanais.

Por meio de suas análises, os autores concluíram que os microcanais fabricados com a microferramenta de maior diâmetro conferiram maior qualidade, menor formação de rebarba e desvios da geometria. Além disso, observaram que a alteração da direção do caminho da ferramenta durante a usinagem dos microcanais resultou em uma geometria irregular. Para avanços por dente maiores, as rebarbas formadas foram maiores, porém, ao utilizar avanço por dente próximo ao raio de aresta de corte da microferramenta, a qualidade dos microcanais melhorou. Com relação a alteração da trajetória da ferramenta durante o corte notaram que trajetória com 120 ° em relação ao caminho da ferramenta inicial foi a que apresentou menor deformação. Sobre a análise da rugosidade, foi possível observar que no fresamento concordante a qualidade superficial foi maior quando comparado com o discordante, sendo este mesmo resultado observado por Coelho et al. (2018), ao realizar o microfresamento deste mesmo material. Os autores também concluíram, por meio de análises estatísticas, que a trajetória da ferramenta apresentou influência somente ao usinar com as ferramentas de menor diâmetro, enquanto os valores de rugosidade foram diferentes para as ferramentas de menor e maior diâmetro (DE ASSIS et al., 2020).

Kuriakose et al. (2018) estudaram o microfresamento de matéria-prima metálica produzida por extrusão de material MA (ME), utilizando uma máquina Efestó. As ferramentas utilizadas foram fresas de topo, com 1000  $\mu\text{m}$  (1 mm) de diâmetro, revestidas com AlCrN e compostas por duas arestas de corte. A matéria-prima analisada foi o aço inoxidável 316L com um ligante polimérico (Embemould K83). Neste estudo, os autores avaliaram os efeitos da temperatura da peça ( $T_{peça}$ ) na usinagem a verde (peças à temperatura ambiente) e a influência de parâmetros de usinagem como velocidade de corte, avanço por dente,

profundidade de corte axial e temperatura do ar ( $T_{ar}$ ) fornecido para componentes de matéria-prima produzidos por MA à base de extrusão. Para isso, foram produzidos microcanais em peças verdes. Os parâmetros de corte utilizados estão especificados na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 - Parâmetros de corte (Adaptado de KURIAKOSE et al., 2018)

Teste	Velocidade de corte (m/min)	Profundidade de corte (mm)	Avanço por dente (mm/dente)	$T_{ar}$ (°C)	$T_{peça}$ (°C)
1	17.5-35	0.25-0.5	0.03	22.5	22.5
2	35	0.5	0.015-0.03	Ar desligado- 5	22.5
3	17.5-35	0.5	0.015-0.03	Ar desligado- 22.5	45
4	26.25	0.5	0.02-0.03-0.04- 0.05	22.5	45
5	26.25	0.5	0.02-0.03-0.04- 0.05	22.5	22.5
6	35	0.5 x 2 passes*	0.03	22.5	22.5

\* Profundidade total = 1mm

Os resultados das forças de corte adquiridas durante o microfresamento em estado verde (peças à temperatura ambiente) são menores do que as peças produzidas com aquecimento, variando de 0 a 6 N, de acordo com a profundidade axial de corte utilizada. Isso também foi observado por Parenti et al. (2019) e Parenti et al. (2017) ao realizar o microfresamento deste mesmo material. Os autores também observaram que a profundidade de corte axial e o avanço por dente são os parâmetros que mais influenciam a força de corte, e essa relação é diretamente proporcional. Em relação ao acabamento superficial, concluíram que ao usinar uma peça a quente com suprimento de ar para remoção de cavacos ela forneceu os menores valores de rugosidade, 1,5752  $\mu\text{m}$  para a peça aquecida, enquanto um valor de 2,665  $\mu\text{m}$  foi obtido para a peça fria (KURIAKOSE et al., 2018).

Rysava e Bruschi (2016) avaliaram a microusinabilidade da liga de titânio Ti-6Al-4V produzida por dois processos da MA, o fusão por feixe de elétrons (EBM) e sinterização direta a laser de metal (DMLS). Para isso realizaram o microfresamento dessas duas amostras utilizando microfresas de topo sem revestimento com diâmetro de corte igual a 300  $\mu\text{m}$ . O objetivo deste trabalho foi verificar a influência do processo de fabricação das ligas por MA na formação das rebarbas, integridade superficial, estado da ferramenta de corte e alterações microestruturais.

Os resultados demonstraram que independente do processo de fabricação da amostra, EBM ou DMLS, a rugosidade foi maior para os menores valores de avanço por dente, devido à presença predominante do sulcamento. As rebarbas foram minimizadas ao utilizar os maiores valores do avanço por dente. Sobre o estado das microferramentas de corte, notaram que independente das condições de corte utilizadas e do processo de fabricação das amostras, ocorreu a adesão do material da peça de trabalho na microfresa. Quanto as alterações microestruturais, os autores observaram que não ocorreu nenhuma alteração na microestrutura das amostras usinadas (RYSAVA; BRUSCHI, 2016).

Bonaiti et al. (2017) estudaram o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V produzida pelo processo MA LENS (forma final obtida com laser). Neste trabalho os autores comparam a rugosidade, força de corte e a formação de rebarbas na liga de titânio fabricada pela MA com titânio forjado. As variáveis analisadas nesse estudo foram quatro materiais, três amostras obtidas por MA e uma liga de titânio forjado (conforme definido na Tabela 2.5), três níveis de profundidade de corte axial (25/50/75  $\mu\text{m}$ ), e três níveis de avanço por dente (2/3.5/5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ). Para isso utilizaram microferramentas de corte de metal duro.

Tabela 2.5 - Parâmetros de fabricação de amostras MA (BONAITI et al., 2017).

Parâmetros do Processo	Amostra A	Amostra B	Amostra C
Potência do laser de saída	710 W	800 W	940 W
Velocidade	10 mm/s	10 mm/s	10 mm/s
Taxa de alimentação de pó	0.12 g/s	0.12 g/s	0.12 g/s

Os resultados obtidos a partir da análise da rugosidade demonstraram, por meio da aplicação do teste de Tukey, que há uma diferença estatística na rugosidade entre os quatro diferentes materiais analisados, sendo que, em média, o titânio forjado possui um valor de rugosidade maior do que os três materiais obtidos por MA. O valor de rugosidade ( $R_a$ ) obtido para o titânio forjado foi igual a 0,136  $\mu\text{m}$ , enquanto para as amostras impressas foi igual a 0,095  $\mu\text{m}$ , 0,091  $\mu\text{m}$  e 0,078  $\mu\text{m}$  para as amostras A, B e C, respectivamente. Com relação as análises da força de corte, os autores obtiveram os resultados apresentados na Figura 2.16. A partir desses resultados, concluíram que as forças de corte aumentam com o aumento do avanço por dente. Além disso, observaram uma tendência de aumento das forças, sendo essa maior para a amostra C, em função dessa amostra apresentar maior dureza que as outras fabricadas pela MA. Ao verificar os valores da força para cada avanço por dente, nota-se que as maiores forças foram obtidas para o titânio forjado, mesmo este material apresentando menor dureza. Os autores explicam esse resultado a partir da microestrutura do titânio forjado, que apresenta fases alfa equiaxial e beta transformada com alguns grãos alongados, que

criam resistência durante o corte. Sobre os resultados das rebarbas, os autores concluíram que as rebarbas concordantes foram maiores para os materiais fabricados pela MA, sendo o maior tamanho obtido para a amostra de maior dureza (BONAITI et al., 2017).

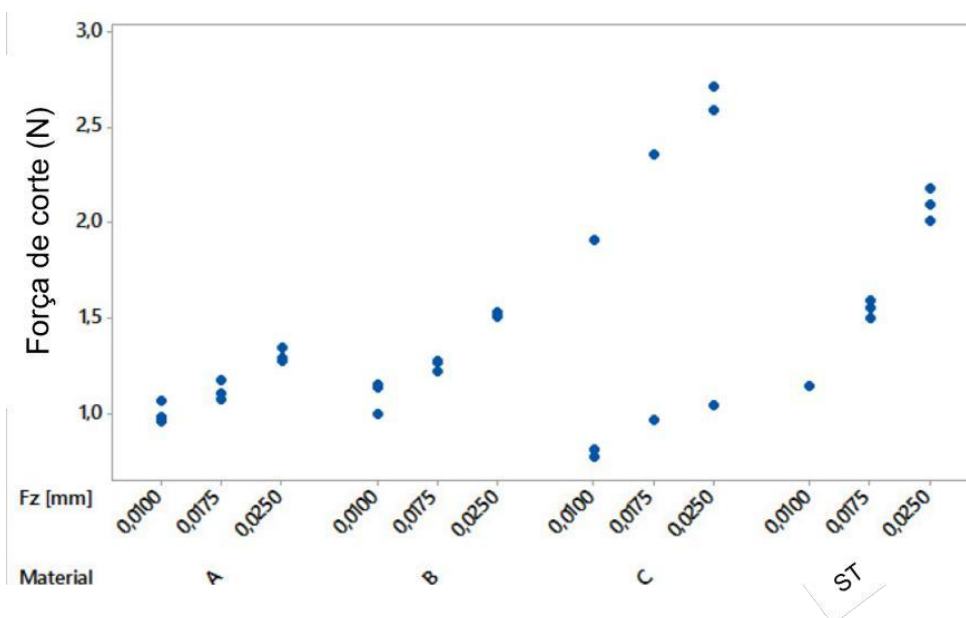


Figura 2.16 - Resultados da força de corte (BONAITI et al., 2017).

Rysava et al. (2018) realizaram uma investigação sobre a influência da geometria das microferramentas no microfresamento da liga de titânio Ti6-Al-4V produzido por sinterização direta a laser de metal (DMLS). Para isso utilizaram duas ferramentas de corte: uma de metal duro com duas arestas de corte, sem revestimento e outra com quatro arestas de corte. O diâmetro de corte de ambas foi de 300  $\mu\text{m}$ . As velocidades de corte utilizadas para a ferramenta com duas arestas de corte foram de 63 m/min e 149 m/min, e para a ferramenta com quatro arestas de corte foram iguais a 58 m/min e 154 m/min. Para ambas as ferramentas o avanço por dente utilizado foi de 0,1  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , 0,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , 1,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , profundidade de corte axial e profundidade de corte radial iguais a 30  $\mu\text{m}$  e 300  $\mu\text{m}$ , respectivamente. Para verificar a influência da geometria da microferramenta, os autores analisaram qualidade superficial, a formação de rebarbas e o desgaste da microfresa.

A partir das análises realizadas, os autores concluíram que os valores de rugosidade foram menores ao utilizar a microfresa com duas arestas de corte, sendo o avanço por dente a variável que mais afeta a rugosidade superficial, pois quando este é muito pequeno, tem-se predominância do sulcamento, que causa o aumento dos valores da rugosidade. Além disso, observaram a presença de marcas na superfície que caracterizam a ocorrência de vibrações ao utilizar a microfresa com quatro arestas de corte e menor velocidade de corte. Quanto as rebarbas, foi possível concluir que as suas dimensões foram menores ao utilizar a microfresa

com quatro arestas de corte, e que, a partir do aumento do avanço por dente as dimensões das rebarbas foram minimizadas. Por fim, observaram que ambas as microferramentas se desgastaram, sendo este desgaste caracterizado pela adesão do material da peça às arestas das ferramentas e pela formação da aresta postiça de corte (APC), independente da geometria da microferramenta (RYSAVA et al., 2018).

Khaliq et al. (2020) realizaram o microfresamento Ti-6Al-4V fabricado por fusão seletiva a laser (SLM) usando microferramentas de metal duro com diâmetro igual a 500  $\mu\text{m}$ . Neste estudo foi analisado a influência de alguns parâmetros de corte e da condição de corte a seco e com MQL. O lubrificante usado neste estudo foi um óleo de corte de alto desempenho à base de vegetais com densidade de 0,99  $\text{g/cm}^3$  e viscosidade de 58  $\text{mm}^2/\text{s}$ . Dentre os resultados analisados, os autores avaliaram a influência da velocidade de corte, do avanço por dente e da condição de corte realizado à seco ou com lubrificação (MQL) na qualidade superficial da peça usinada. Como resultado observaram que os menores valores de rugosidade foram obtidos ao utilizar a maior velocidade de corte. Também observaram que ao manter a maior velocidade de corte e variar o avanço por dente, a rugosidade foi maior à medida que o avanço aumentou. Portanto, concluíram que o valor da rugosidade é inversamente proporcional à velocidade de corte e diretamente proporcional ao avanço por dente. Além disso, notaram que ao utilizar o MQL a rugosidade reduziu, apresentando redução de até 55%.

Oliveira Campos et al. (2020) compararam a usinabilidade da liga Ti-6Al-4V produzido por fusão seletiva a laser (SLM) e produzido por fundição durante o microfresamento. Para isso utilizaram microferramentas de metal duro sem revestimento com duas arestas de corte e diâmetro de 500  $\mu\text{m}$ . Utilizaram como parâmetros de corte rotação de 18 000 rpm, profundidade de corte de 40  $\mu\text{m}$  e variaram o avanço por dente de 0,5  $\mu\text{m}$  a 4,0  $\mu\text{m}$ . Os autores observaram que as forças de corte e o desgaste da ferramenta obtidos para o material produzido por MA, apesar de apresentar maior dureza, foram menores do que o material fundido. A dureza do material SLM foi 16% maior, mas as forças para este material foram em média 9,3% menores. O valor mínimo da espessura do cavaco não deformado foi próximo para ambos os materiais. Os autores também concluíram que a rugosidade superficial do material SLM foi melhor, devido à menor ductilidade e maior dureza deste material que apresenta menor escoamento plástico durante o corte. Além disso, observaram que a rebarba no lado do fresamento concordante foi maior para ambos os materiais, sendo a rebarba mais baixa formada para o maior avanço por dente.

Le Coz et al. (2017) avaliaram o microtorneamento do Ti-6Al-4V obtido por fusão seletiva a laser (SLM) e o obtido por fundição, utilizando ferramentas de microtorneamento IFANGER MTNY 41015-R-TiAlN com ângulo de saída nominal de 8°. Os parâmetros de corte

analisados foram velocidade de corte de 6, 12, 18, 30, 42, 60, 78, 102 e 500m/min, mantendo a taxa de avanço de 10  $\mu\text{m}/\text{rev}$ . Os resultados em termos de força de corte, cavacos formados e microestruturas foram comparados. Ao tornear ambos os materiais, verificaram que as forças de corte são maiores para os materiais obtidos por SLM. Com relação à análise dos cavacos formados, verificaram que para os dois materiais analisados, a morfologia dos cavacos foi semelhante, sendo obtido um cavaco cônico helicoidal para pequenos valores da espessura de corte e cavacos longos ao utilizar maiores taxas de avanço.

Allegri et al. (2019) analisaram um estudo experimental do microfresamento da liga Co-Cr-Mo produzida por fusão seletiva a laser (SLM). Essa liga é biocompatível, portanto, são utilizadas em próteses, cirúrgicas e outras aplicações médicas. Neste estudo, microcanais foram produzidos na amostra com diferentes profundidades de corte com o objetivo de analisar a influência do efeito de cada camada. Além disso, a rugosidade, a dureza da superfície usinada e as forças de corte foram analisadas.

Como resultado os autores notaram que o efeito de camada não é relevante, conforme pode-se observar na Figura 2.17, sendo possível verificar que ao aumentar a profundidade de corte de 10  $\mu\text{m}$  para 70  $\mu\text{m}$ , a força de corte foi semelhante para cada profundidade analisada. Sobre a determinação da mínima espessura de corte para formação de cavaco por cisalhamento, os autores concluíram por meio da análise das forças de corte, que o seu valor deve ser 40% do raio da aresta de corte da microfresa. A rugosidade superficial não apresentou relação com o avanço por dente. Por fim, nas análises sobre a dureza concluíram que ao aumentar o avanço por dente, os valores da dureza da superfície usinada também aumentaram (ALLEGRI et al.,2019).

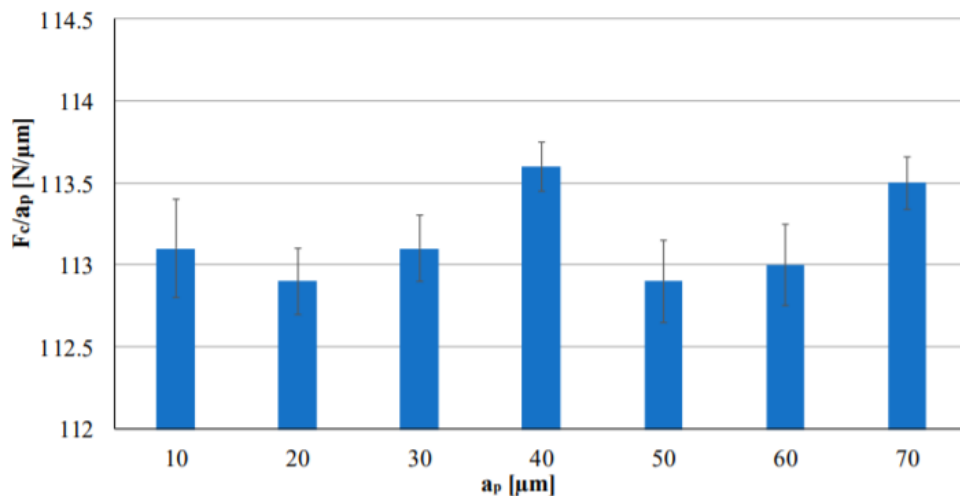


Figura 2.17 - Análise do efeito das camadas (ALLEGRI et al.,2019).



Ji et al. (2021) analisaram o microfresamento da liga Inconel 718 fabricada por fusão seletiva a laser (SLM). Para isso, utilizaram microfresas de metal duro com 300  $\mu\text{m}$  de diâmetro e cobertura de TiAlN. Os parâmetros de corte utilizados foram velocidade de corte de 23,5 m/min e 28,3 m/min, avanço de 5 mm/min e 10 mm/min e profundidade de corte de 0,05 mm. Os resultados mostraram que para todos os parâmetros analisados, o desgaste da microferramenta na usinagem do IN718 fabricado pela SLM foi inferior ao desgaste observado na usinagem da liga forjada. Esta redução foi de cerca de 40-45%. Além disso, observaram que a rugosidade superficial ( $R_a$ ) apresentou valores inferiores para a liga fabricada por SLM, quando comparada à liga forjada.

Percebe-se dos trabalhos apresentados que há poucos estudos ainda que analisam o microfresamento de materiais fabricados pela manufatura aditiva, principalmente do aço inoxidável 316L, que consiste no material de estudo desta pesquisa. Devido a isso, será apresentado a seguir breves descrições de alguns trabalhos que utilizaram os processos de usinagem convencionais para usinar materiais fabricados pela manufatura aditiva.

Tapoglou e Clulow (2020) realizaram um estudo sobre a usinabilidade do aço inoxidável 316L produzido pelo princípio da deposição de energia direcionada (DED). O estudo consistiu no fresamento do material variando os parâmetros de corte para avaliar o acabamento superficial e as forças de corte. Como resultado, os autores concluíram que no fresamento concordante a vida da ferramenta, assim como, a qualidade superficial foram superiores em comparação com discordante. Apesar do discordante ser mais estável, nesta condição, os cavacos aderidos na ferramenta de corte são depositados na superfície usinada, conferindo a essa um pior acabamento superficial. Sobre as forças de corte, notaram que as forças na direção x sempre foram menores para o corte discordante, ao contrário das forças nas direções y e z, que foram comparáveis para o fresamento discordante e concordante.

Gong e Li (2019) desenvolveram um trabalho sobre fresamento do aço inoxidável 316L produzido por fabricação aditiva a laser (LAM), com o objetivo de verificar o desgaste das ferramentas utilizadas e o acabamento superficial das peças usinadas. Os autores confirmaram que o desgaste da ferramenta ao usinar as amostras impressas é complexo e apresenta três estágios de desgaste. No primeiro, o desgaste é inicial e crescente, no segundo, o desgaste se torna constante. Já no terceiro, corresponde ao estágio de quebra severa. Também observaram que a condição de desgaste é afetada pela diferença de altura das superfícies fabricadas por LAM. Os resultados sobre a qualidade superficial demonstraram que a rugosidade é menor para lado concordante em comparação com discordante, sendo este resultado semelhante ao encontrado por Tapoglou e Clulow (2020).

No trabalho desenvolvido por Oyelola et al. (2016), foi realizado o torneamento do Ti-6Al-4V produzido por deposição direta de metal usando como matéria-prima arame. Pelas

análises os autores observaram a predominância de pressões compressivas nas amostras analisadas, sendo estas maiores nas superfícies que foram usinadas com inserto sem revestimento. Além disso, notaram que a rugosidade da região usinada com este mesmo inserto apresentou maior rugosidade superficial, sendo tal resultado relacionado ao fato do material do inserto ser menos resistente que o material do revestimento.

Hojati et al. (2020) analisaram o fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V produzida por fusão por feixe de elétrons (EBM). Neste estudo a rugosidade, forças de corte e energia específica de corte foram comparadas com o material convencional. As ferramentas usadas foram revestidas com TiAlN e possuíam diâmetro de corte de 1800  $\mu\text{m}$  (1,8 mm). Como resultado, os autores observaram que as forças de corte foram maiores para a amostra convencional, mesmo este material apresentando menor dureza do que o fabricado por MA, sendo este comportamento explicado pela microestrutura do material. Além disso, observaram que a energia específica de corte apresentou maior aumento para a amostra convencional, mostrando que esta amostra possui efeito considerável no comportamento dúctil do que os obtidos pela MA. Com relação ao acabamento superficial, concluíram que os valores de rugosidade foram menores para a amostra impressa, e, explicam tal resultado pela maior dureza destes materiais que resulta menos fluxo plástico na superfície usinada. Ao comparar com os resultados obtidos por Bonaiti et al. (2017) é possível verificar que o mesmo comportamento é apresentado no microfresamento da liga de Ti-6Al-4V produzida pelo processo LENS, ou seja, a rugosidade é menor para a amostra fabricada por MA.

Veiga et al. (2020) realizaram o fresamento do Ti-6Al-4V produzido por fabricação aditiva de arco de arame (WAAM), mais especificamente soldagem a arco de plasma (PAW). Neste trabalho foi utilizada ferramenta de corte com diâmetro igual a 12 000  $\mu\text{m}$  (12 mm). Os resultados mostraram que no lado discordante obteve-se menores valores de rugosidade, apesar do torque neste lado ser ligeiramente maior. Além disso, observaram que a profundidade de corte irá afetar a rugosidade, sendo obtida maior qualidade superficial ao utilizar menor profundidade de corte.

Oliveira et al. (2020) investigaram o efeito dos parâmetros de corte na rugosidade média Ra e na tensão residual durante o fresamento do aço Maraging 300 fabricado por fusão de leito de pó (PBF). Para isso utilizaram ferramenta de corte com duas arestas de corte e diâmetro de 6000  $\mu\text{m}$  (6 mm). Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte de 350 m/min, 250 m/min, 150 m/min, avanço por dente de 80  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e 20  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e profundidade de corte de 100  $\mu\text{m}$ . Pelas análises, os autores observaram, que o avanço por dente é o parâmetro que mais afeta a rugosidade superficial, seguido pela velocidade de corte, porém, a interação entre esses fatores não apresenta diferenças significativas. Além disso,

notaram que ao utilizar a condição com o menor avanço por dente, independente da velocidade de corte, a tensão residual obtida foi compressiva.

## CAPÍTULO III

### METODOLOGIA

Neste capítulo, serão apresentadas as informações sobre os procedimentos experimentais e a metodologia utilizada no desenvolvimento deste trabalho. Nas investigações do desgaste, rugosidade superficial, rebarbas e força de corte, análises de variâncias (ANOVA) foram realizadas a um nível de significância de 5 %. Para isso foi utilizado um planejamento fatorial completo no *software* Minitab™<sup>17</sup> para verificar os efeitos dos fatores estatisticamente significativos. Todos os ensaios e estudos foram desenvolvidos no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia.

#### 3.1 Caracterização das Peças de Trabalho

Os materiais dos corpos de prova consistem no aço inoxidável ABNT 316L. O fabricado por fundição e solubilização foi fornecido pela Villares Metals. Esse material possui fácil usinabilidade, é equivalente ao ABNT 316L, porém, possui uma maior quantidade de enxofre, entre outros controles, dentro da especificação máxima permitida, que melhoram a sua usinabilidade.

O aço inoxidável 316L fabricado pela manufatura aditiva foi fornecido pelo Professor Reginaldo Teixeira Coelho, da Escola de Engenharia de São Carlos, assim será apresentado abaixo alguns dados dessas amostras obtidos por pesquisas desenvolvidas pelo professor juntamente com seu grupo - RIBEIRO et al., 2020. O processo utilizado na obtenção desse material foi Deposição por Energia Direcionada a Laser (*Laser-Directed Energy Deposition - LDED*). Quatro diferentes estratégias de deposição foram utilizadas para a fabricação de quatro amostras: linear, zigue-zague, *chessboard* e contorno, conforme apresentado na Figura 3.1.

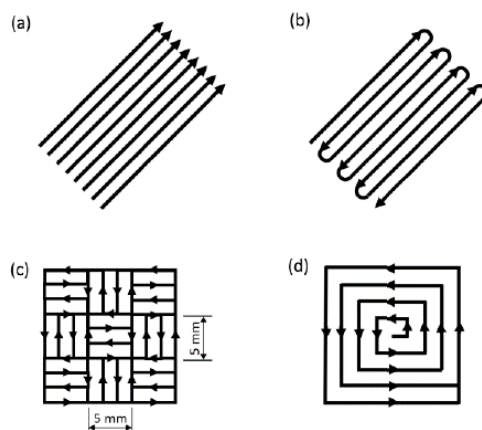


Figura 3.1 - Estratégia de deposição: (a) linear, (b) zigue-zague, (c) *chessboard* e (d) contorno (Adaptado de RIBEIRO et al., 2020).

As amostras foram fabricadas na máquina Beam Magic 800, constituída com diâmetro do foco do laser de 0,8 mm. Partículas de pó com morfologia esférica de tamanho variando de 44  $\mu\text{m}$  a 88  $\mu\text{m}$  do aço inoxidável ABNT 316L foram utilizadas como matéria-prima. Os parâmetros utilizados na fabricação das amostras estão apresentados na Tabela 3.1. É importante ressaltar que estes parâmetros foram definidos após investigação para fabricar amostras com propriedades semelhantes da convencional.

Tabela 3.1 - Parâmetros utilizados no LDED (Adaptado de RIBEIRO et al., 2020)

Potência do laser (W)	Velocidade de varredura (mm/min)	Taxa de alimentação (g/min)	Espessura da camada (mm)	Distância entre os cordões depositados nas camadas (mm)
600	2000	5	0,3	0,4

A cada camada fabricada nas estratégias linear, zigue-zague e contorno foi utilizado rotação. Nas estratégias linear e zigue-zague a rotação foi igual a 67°, enquanto, na *chessboard* a rotação foi de 90°, sendo sempre a rotação realizada no sentido horário.

Os materiais de trabalho foram caracterizados por meio da sua composição química. A composição química foi obtida por EDS (*Energy Dispersive Spectroscopy*) utilizando o MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura) da Hitachi High-Technologies®, TM3000. Na Tabela 3.2, tem-se os resultados obtido para a amostra convencional e para as fabricadas por LDED.

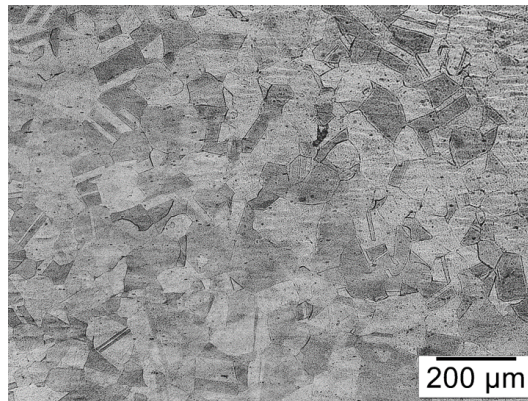
É importante ressaltar que, ao longo deste estudo, as amostras fabricadas pela manufatura aditiva serão referidas de acordo com a estratégia de deposição utilizada na sua fabricação, enquanto, a fabricada por fundição e solubilização, será tratada como amostra convencional.

Tabela 3.2 - Composição química do aço inoxidável ABNT 316L obtida por EDS.

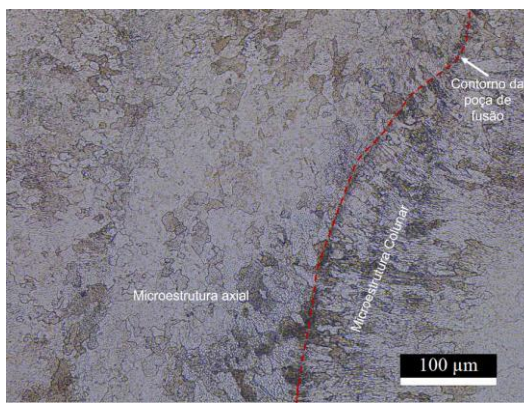
	Composição química em % de peso					
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
De acordo com Villares	≤	≤	≤	16,00 -	10,00 -	2,00 -
Metals (2018)	0,030	1,00	2,00	18,00	14,00	3,00
Amostra Convencional	6,35	0,65	2,08	17,55	11,15	2,52
Amostra Linear	2,66	0,84	2,46	18,01	9,36	3,69
Amostra Zigue-zague	1,60	0,76	2,27	18,59	9,04	3,43
Amostra <i>Chessboard</i>	1,86	0,75	2,09	18,00	9,32	3,70
Amostra Contorno	3,40	0,67	2,08	18,02	9,05	3,37

Nota-se na Tabela 3.2 que há diferença na quantidade de carbono, que se deve à imprecisão do sistema na detecção deste elemento químico. Os materiais também foram caracterizados pela sua microestrutura, que foi obtida na seção longitudinal das amostras, na superfície utilizada para a fabricação dos microcanais. A Figura 3.2 apresenta a microestrutura do aço inoxidável ABNT 316L fabricado convencionalmente e das amostras fabricadas pela manufatura aditiva. Conforme pode-se observar a microestrutura das amostras analisadas são diferentes, sendo a microestrutura do material fabricada por LDED típicas de materiais soldados.

Para a revelação da microestrutura das amostras foi realizado o procedimento de lixamento com sequência de granulometria de lixas de 180 mesh, 220 mesh, 320 mesh, 400 mesh, 600 mesh e 1200 mesh. Para o polimento, foi utilizado pasta de diamante de 5  $\mu\text{m}$ . A amostra convencional foi atacada por meio da imersão no reagente Kalling nº 2, por 120 segundos. As amostras fabricadas por LDED também foram atacadas por meio da imersão, porém em uma solução constituída por 15 mL de ácido clorídrico (HCl) + 10 mL de ácido nítrico (HNO<sub>3</sub>) + 1 mL de ácido acético (CH<sub>3</sub>COOH), por 10 segundos.



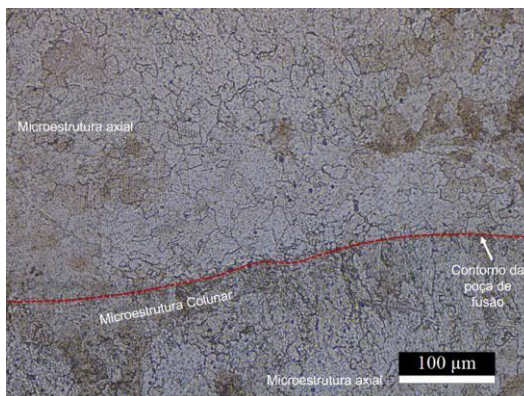
Convencional



Linear



Zigue-zague



Chessboard



Contorno

Figura 3.2 - Microestrutura das amostras analisadas.

Na Figura 3.2, pode-se observar que a microestrutura do aço inoxidável ABNT 316L é formada por uma matriz austenítica com tamanho de grãos variados. Os grãos da amostra convencional são maiores do que os das amostras fabricadas pela manufatura aditiva, que apresentam grãos bem refinados, sendo possível observar o contorno da poça de fusão e microestrutura axial e colunar. As diferentes estruturas dos grãos são resultado da diferença de temperatura que varia dentro da poça de fusão.

Na Figura 3.3 tem-se uma análise da macroestrutura da seção transversal das amostras fabricadas por LDED. Esta análise foi realizada por Ribeiro et al. (2020) para verificar a adesão entre as camadas e as linhas de deposição das amostras utilizadas neste trabalho. Conforme pode-se observar não há formação de nenhum poro ou vazio entre as camadas, isso ocorreu devido a adequada seleção dos parâmetros da potência do laser e da distância entre os cordões, resultando na fabricação de um material denso.

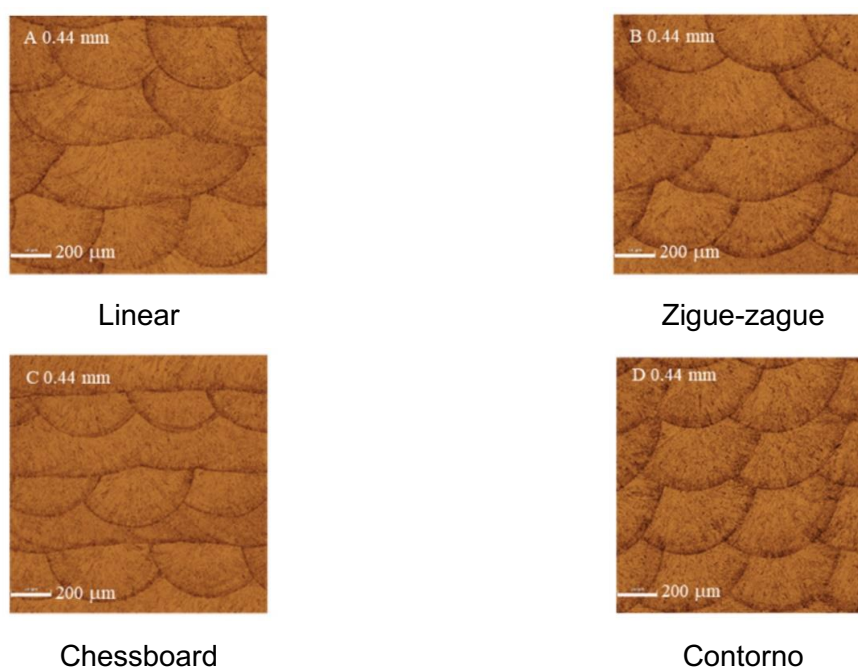


Figura 3.3 - Macroestrutura na seção transversal das amostras fabricadas por LDED (RIBEIRO et al., 2020).

Além disso, os materiais foram caracterizados pelas suas propriedades de densidade e dureza, conforme apresentado na Tabela 3.3. Por esta análise, pode-se observar que a estratégia de deposição contorno foi a que produziu a amostra com densidade e dureza mais próxima do aço inoxidável ABNT 316L convencional. Além disso, nota-se um aumento na dureza com a redução da densidade para as amostras fabricadas pela manufatura aditiva, que pode ser explicado pelo processo envolvido na sua fabricação.

Tabela 3.3 - Densidade e dureza das amostras analisadas (VILLARES METALS, 2018; RIBEIRO et al., 2020)

	Convencional	Linear	Zigue-zague	<i>Chessboard</i>	Contorno
Densidade (g/cm <sup>3</sup> )	8,0	7,781	7,460	7,721	7,873
Dureza (HV)	196	228	218,1	225,1	209,8



As amostras analisadas foram preparadas pelo processo de fresamento até conferir a cada uma geometria retangular e as seguintes dimensões: 15 mm de largura, 15 mm de comprimento e 20 mm de altura.

### 3.2 Microferramentas

As microferramentas empregadas na realização dos ensaios foram microfresas inteiriças de topo reto com duas arestas de corte, fabricadas pela Mitsubishi Materials de metal duro e revestidas com (Al, Ti)N, com diâmetro de corte de 400  $\mu\text{m}$  e raio de aresta ( $r\epsilon$ ) de  $(1,1 \pm 0,1) \mu\text{m}$ . Na Figura 3.4 são apresentados alguns parâmetros geométricos da microfresa utilizada.

Parâmetros Geométricos	Microfresa
Comprimento de corte (cc)	0,8 mm
Comprimento Total (LF)	40 mm
Diâmetro de corte (DC)	400 $\mu\text{m}$ $\begin{matrix} 00 \\ -20 \end{matrix}$
Diâmetro da Haste (DCON)	4 mm $\begin{matrix} 0,000 \\ -0,008 \end{matrix}$
Arestas de Corte	2

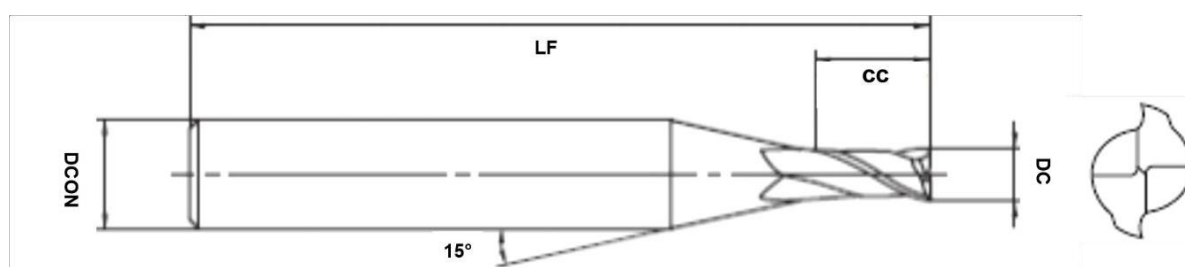


Figura 3.4 - Parâmetros geométricos das microfresas (Adaptado de MITSUBISHI MATERIALS, 2018).

A composição química do revestimento da microferramenta foi obtida por EDS (*Energy Dispersive Spectroscopy*), por meio do MEV da Hitachi High-Technologies®, modelo TM3000. Na Figura 3.5 é apresentada a composição obtida, que está conforme a descrita pelo fornecedor.

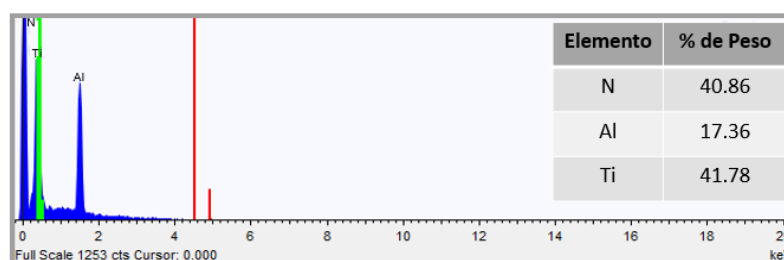


Figura 3.5 - EDS do revestimento das microfresas.

### 3.3 Microfresadora

A microfresadora fabricada pela empresa Minitech Machinery Corporation® modelo CNC Mini-mill/GX, Figura 3.6, foi utilizada nos testes para a fabricação de microcanais nas amostras analisadas. Esta máquina-ferramenta possui rotação do eixo árvore máxima de 60 000 rpm, 3 eixos com resolução de posicionamento de 0,1  $\mu\text{m}$  e velocidade de avanço máximo de 1000 mm/min. A fim de evitar influência de vibrações de fontes externas e para garantir rigidez durante a realização da microusinagem, a microfresadora se encontra sob uma mesa inercial.

Esta microfresadora é controlada através do software Mach3Mill. O eixo árvore possui um motor elétrico da marca Nakanishi modelo EM-3060, refrigerado à ar comprimido. O deslocamento máximo do eixo x é igual a 300 mm, enquanto os eixos y e z possuem deslocamentos máximos de 228 mm. A mesa para fixação da peça de trabalho é de alumínio com dimensões de 152,4 mm x 444,5 mm que possui mecanismo de deslocamento de rolamento linear.



Figura 3.6 - Microfresadora CNC Mini-mill/GX.

### 3.4 Ensaios de Microfresamento

Os ensaios consistiram em fabricar microcanais utilizando o processo de microfresamento em cada uma das amostras analisadas, as fabricadas por LDED e a amostra convencional, utilizando microfresas de metal duro revestidas com (Al, Ti)N com diâmetro de corte de 400  $\mu\text{m}$ .

#### 3.4.1 Configuração experimental

A montagem experimental para a realização dos testes consistiu em fixar as amostras analisadas na mesa da microfresadora utilizando uma morsa de precisão. Nos ensaios para medição das forças de usinagem, a morsa foi fixada, por meio de apoios e parafusos, em uma placa de fixação, e esta foi montada sobre o dinamômetro 9265B, Figura 3.7 (a). Nesta configuração foi necessário utilizar a placa de fixação para garantir que a amostra fosse fixada no centro do dinamômetro. Nos testes realizados com o dinamômetro 9256C2, a peça foi fixada diretamente sobre a sua superfície, por meio de grampos, Figura 3.7 (b). Esta configuração foi necessária devido ao tamanho incompatível da morsa de precisão e do dinamômetro 9256C2.

A microferramenta foi fixada no fuso da máquina-ferramenta usando uma pinça da marca NAKANISHI, na Figura 3.7, pode-se observar a sua fixação.

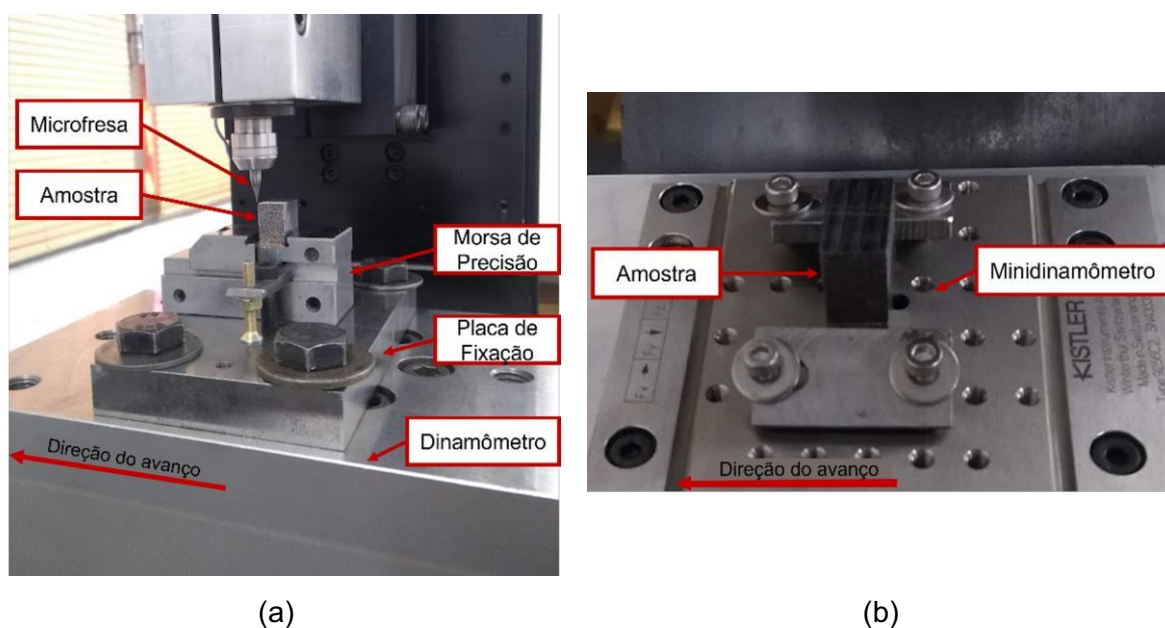


Figura 3.7 - Montagem experimental para os testes com (a) o dinamômetro 9265B e com (b) o dinamômetro 9256C2.

### 3.4.2 Parâmetros de usinagem

Nos primeiros testes realizados foram utilizados como parâmetros de corte fixos a profundidade de corte ( $a_p$ ), a penetração de trabalho ( $a_e$ ) e o avanço por dente ( $f_z$ ). A velocidade de corte ( $V_c$ ), velocidade de avanço ( $V_z$ ) e o tipo da amostra: convencional e as fabricadas por LDED foram os parâmetros variados. Nessa primeira etapa foram analisados o desgaste da microfresa, a qualidade dos microcanais, as rebarbas formadas e a força de corte adquirida durante o microfresamento para a condição de menor velocidade de corte. Na segunda etapa dos testes, o avanço por dente foi o parâmetro variável, com o objetivo de verificar a influência do avanço na força de corte adquirida, na qualidade dos microcanais e na formação de rebarbas. Na Tabela 3.4, pode-se observar as condições de corte, especificando as variáveis de entrada e de saída analisadas.

Tabela 3.4 - Variáveis de entrada e de saída utilizadas nos experimentos.

Etapa	Amostras	Variáveis de Entrada					Variáveis de Saída	
		Rotação (rpm)	$V_c$ (m/min)	$V_z$ (mm/min)	$f_z$ ( $\mu\text{m}/\text{dente}$ )	$a_p$ ( $\mu\text{m}$ )	$a_e$ ( $\mu\text{m}$ )	Variáveis de Respostas
Primeira	Convencional	10 000	12,6	100	5,0	40	400	Desgaste, Qualidade Superficial, Rebarbas e Força de corte*.
	Linear	10 000						
	Zigue-zague	10 000						
	Chessboard	10 000						
	Contorno	10 000						
	Convencional	60 000	75,4	600				
	Linear	60 000						
	Zigue-zague	60 000						
	Chessboard	60 000						
	Contorno	60 000						
Segunda	Convencional	10 000	12,6	-	0,5 - 1,0 - 5,0	40	400	Força de Corte, Qualidade Superficial e, Rebarbas.
	Contorno							

\* Somente para a rotação de 10 000 rpm.

Para realizar as análises das variáveis de saída, na primeira etapa dos testes, foram fabricados 10 canais de 15 mm em cada amostra com espaçamento de 1,0 mm entre eles. Porém, para a condição de maior velocidade de corte para as amostras zigue-zague, chessboard e convencional foram fabricados canais até o desgaste da microferramenta ser maior que 12  $\mu\text{m}$ . Esse critério de fim de vida foi estabelecido em trabalho anteriormente

desenvolvido, Gomes (2019), com base na rugosidade superficial, ao realizar o microfresamento do aço inoxidável ABNT 316L. Já na análise da segunda etapa dos testes, para cada condição de corte foi fabricado um microcanal, pois o objetivo consistiu em avaliar a influência do avanço por dente na força de corte, qualidade superficial e na formação da rebarba. Nessa segunda etapa, foi comparado somente a amostra de contorno com a convencional, por essa apresentar propriedades mais próximas da convencional, conforme apresentado na seção 3.1. É importante ressaltar que para todas as condições apresentadas na Tabela 3.4 foram realizadas réplicas utilizando microfresas novas a cada teste.

A determinação dos parâmetros de corte possui relação com a rotação máxima que pode ser utilizada para a correta aquisição das forças de usinagem. A frequência natural do dinamômetro 9265B, utilizado nos testes, é de 1700 Hz. Para que a medição seja realizada sem erros excessivos, a frequência de passagem da aresta de corte deve ser igual a no máximo um terço da frequência natural do dinamômetro (KISTLER, 2022a). Portanto, a máxima rotação a ser utilizada deve ser igual, a aproximadamente, 15 000 rpm. De acordo com essa análise, ensaios foram realizados com microferramenta de 400  $\mu\text{m}$  de diâmetro constituída por duas arestas de corte, utilizando a rotação de 15 000 rpm. Porém, nesta rotação, não foi possível adquirir um sinal representativo do processo. Então, ensaios foram realizados variando a rotação em 10 000 rpm, 11 000 rpm, 12 000 rpm, 13 000 rpm, 14 000 rpm e 15 000 rpm. Com o objetivo de identificar a rotação na qual a aquisição do sinal estivesse mais coerente. Dos sinais adquiridos foi possível definir que a rotação máxima que pode ser utilizada corresponde a 10 000 rpm. Os resultados desta observação estão apresentados na Figura 3.8.

Com base nesta análise foi possível determinar a rotação de 10 000 rpm para ser utilizada nos ensaios. Os outros parâmetros de corte: avanço por dente, profundidade de corte e penetração de trabalho, assim como a rotação de 60 000 rpm, foram determinadas de acordo com os parâmetros selecionados por Gomes (2019).

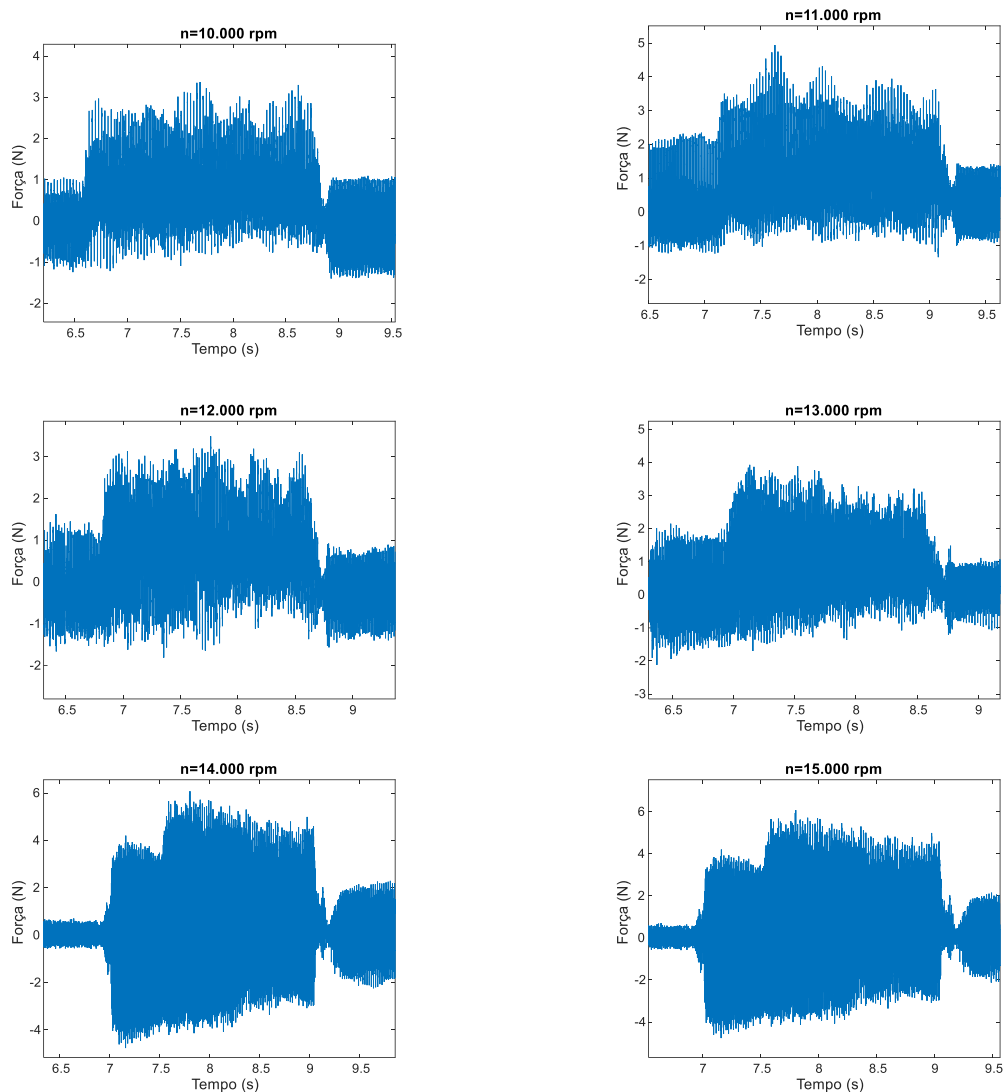


Figura 3.8 - Sinais de força adquiridos variando a rotação da microferramenta.

### 3.4.3 Preparação da superfície de trabalho

Com o objetivo de garantir pequenos desvio de perpendicularidade e paralelismo entre a microferramenta e a amostra, a superfície a ser usinada precisa ser cuidadosamente preparada.

Para a preparação desta superfície foi utilizado o fresamento de faceamento com fresas de metal duro, de 1500  $\mu\text{m}$  (1,5 mm) de diâmetro e 2 arestas de corte. Este procedimento foi realizado na própria microfresadora, com os seguintes parâmetros: velocidade de corte de 47,1 m/min, velocidade de avanço de 50 mm/min e profundidade de corte de 0,005 mm (5  $\mu\text{m}$ ) que foi empregado até a superfície ser nivelada. Após, um passe de acabamento foi realizado reduzindo a profundidade de corte para 0,001 mm (1  $\mu\text{m}$ ).

Depois da superfície ser preparada foi realizado a verificação do nivelamento ao longo do comprimento longitudinal (direção x na microfresadora) e transversal (direção y na microfresadora) da superfície, utilizando relógio comparador analógico com resolução de 1  $\mu\text{m}$ , da Mitutoyo®. Na direção x da máquina-ferramenta foram encontrados os menores valores do desvio da superfície, portanto, essa direção foi a escolhida para fabricação dos microcanais, conforme demonstrado na seção 3.4.1.

#### **3.4.4 Posicionamento da microfresa**

Após realizar a fixação da microferramenta na pinça é necessário realizar o referenciamento com relação a peça de trabalho, antes de se iniciar o processo de microusinagem. Este posicionamento requer muita atenção devido ao tamanho reduzido das microferramentas.

Assim como no trabalho de Oliveira (2020) a microfresa foi posicionada o mais próximo possível da superfície a ser usinada a olho nu. Logo após este posicionamento, a microfresa foi colocada em rotação e um programa foi criado para incrementar a ap. Este programa foi acionado até que a microfresa tocasse a peça, gerando um microcanal com ap menor que 1  $\mu\text{m}$ , sendo esta posição considerada o ponto zero da microferramenta. Este procedimento é lento, mas tem melhor repetibilidade.

#### **3.5 Sistemas de Aquisição da Componente x da Força de Usinagem**

Neste trabalho foram utilizados dois dinamômetros da Kistler para a aquisição da componente Fx da força de usinagem, que corresponde a componente perpendicular à direção de avanço. Um dinamômetro 9265B e um 9256C2, que é denominado de minidinamômetro pela Kistler. O anexo I apresenta alguns resultados de teste para escolha do modelo do dinamômetro mais adequado entre os disponíveis no laboratório. Na primeira etapa dos ensaios, o dinamômetro 9256C2 foi utilizado para adquirir a força nos ensaios das réplicas das amostras *chessboard*, contorno e convencional. Já na segunda etapa, esse mesmo equipamento também foi usado para adquirir a força nos testes e réplicas das amostras contorno e convencional. Nas demais condições, o dinamômetro 9265B foi utilizado. Os seguintes sistemas para aquisição dos sinais de força foram utilizados:

- I. A montagem deste sistema de aquisição se resume ao dinamômetro da Kistler 9265B com placa de fixação 9443B. Este dinamômetro é ligado a uma caixa de distribuição 5407 Kistler, que por sua vez é ligada ao amplificador de carga da kistler 504E (com 1

canal). Do amplificador, os sinais são enviados a placa de aquisição da National Instruments NI USB-62211 para realizar a conversão do sinal analógico para o digital. O *software* LabView Signal Express foi utilizado para leitura do sinal digital. A Figura 3.9 ilustra como foi realizada a montagem desse sistema de aquisição de sinais.

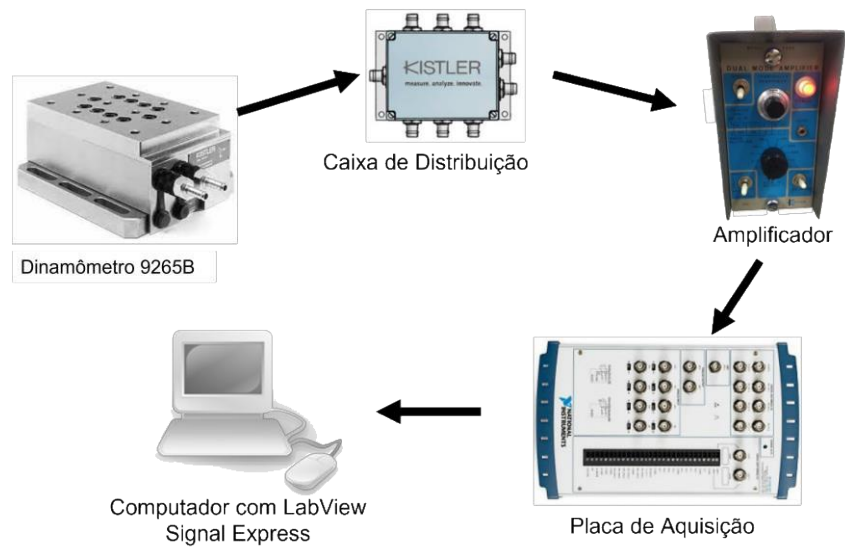


Figura 3.9 - Sistema de aquisição de dados com o dinamômetro 9265B.

- II. Este sistema de aquisição foi composto por um dinamômetro Kistler 9256C2, um amplificador de carga Kistler 5019, uma placa de aquisição da National Instruments NIUSB-6551 e um computador com o *software* LabView Signal Express para leitura dos sinais. Na Figura 3.10 tem-se este sistema esquematizado.

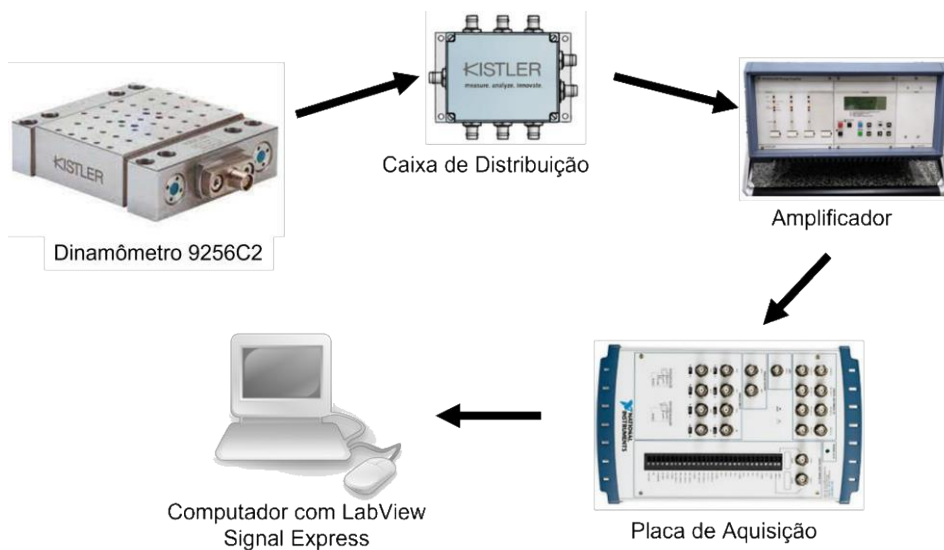


Figura 3.10 - Sistema de aquisição de dados com o dinamômetro 9256C2.



Nas análises realizadas foi utilizada a força média dos picos dos sinais coletados durante o período de usinagem, já que o pico dos sinais da componente Fx corresponde ao maior valor da força de corte para a máxima espessura de corte. O Matlab foi o *software* utilizado para fazer o tratamento dos sinais. A taxa de aquisição utilizada foi de 100 kHz.

### 3.6 Medição do Desgaste da Microferramenta

Imagens de todas as superfícies das microfresas novas foram obtidas para verificar a existência de algum defeito nas mesmas, utilizando o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), da Hitachi High-Technologies®, modelo TM3000. Após a usinagem de cada microcanal, as microferramentas foram observadas no MEV para análise e obtenção de imagens. O desgaste da microferramenta foi medido na superfície secundária de folga (imagens de topo), por meio da redução do diâmetro da ferramenta, conforme classificação na seção 2.5.

Para reduzir erros de medição relacionados com a obtenção das imagens de topo das microfresas, foi realizado a sobreposição das imagens da microferramenta desgastada à imagem da ferramenta nova, utilizando o *software* Adobe Photoshop CC. Em seguida, a medição do diâmetro de cada microfresa foi realizado no *software* Image J, conforme pode ser observado na imagem da Figura 3.11.

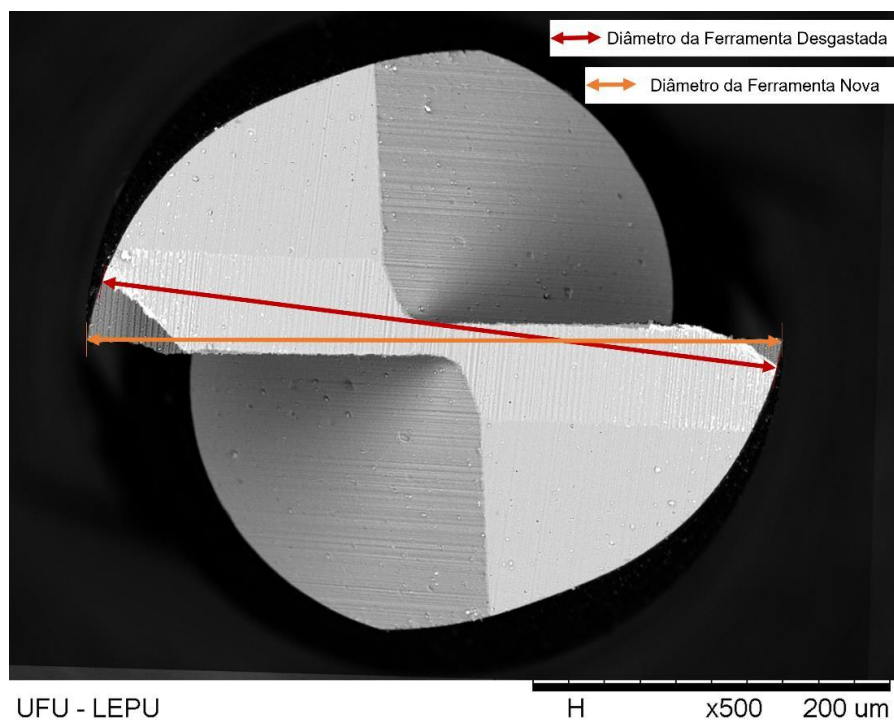


Figura 3.11 - Medição do desgaste.

Também foi realizado uma análise qualitativa das microferramentas utilizadas, para identificar os tipos de desgastes, assim como, os mecanismos.

### 3.7 Medição da Rugosidade

O perfilômetro da Taylor Hobson®, modelo Form Talysurf Intra, que utiliza o software Ultra Surface Finish V5 foi utilizado para as medições da rugosidade. Este equipamento possui resolução de 16 nm e um apalpador com ponta de diamante de 2  $\mu\text{m}$  de diâmetro.

A medição da rugosidade foi realizada na direção perpendicular as marcas de avanço, conforme apresentado na Figura 3.12, para cada um dos microcanais fabricados, em ambiente com temperatura controlada em torno de 20°C. Foram obtidas 3 medições em diferentes regiões de cada microcanal, utilizando filtro Gaussiano, cut-off de 0,8 mm e comprimento de avaliação de 4 mm, de acordo com a norma ISO 4288 (1996). Para análise, a média destas medições e o desvio-padrão foram calculados. O parâmetro analisado foi o desvio aritmético médio (Ra).

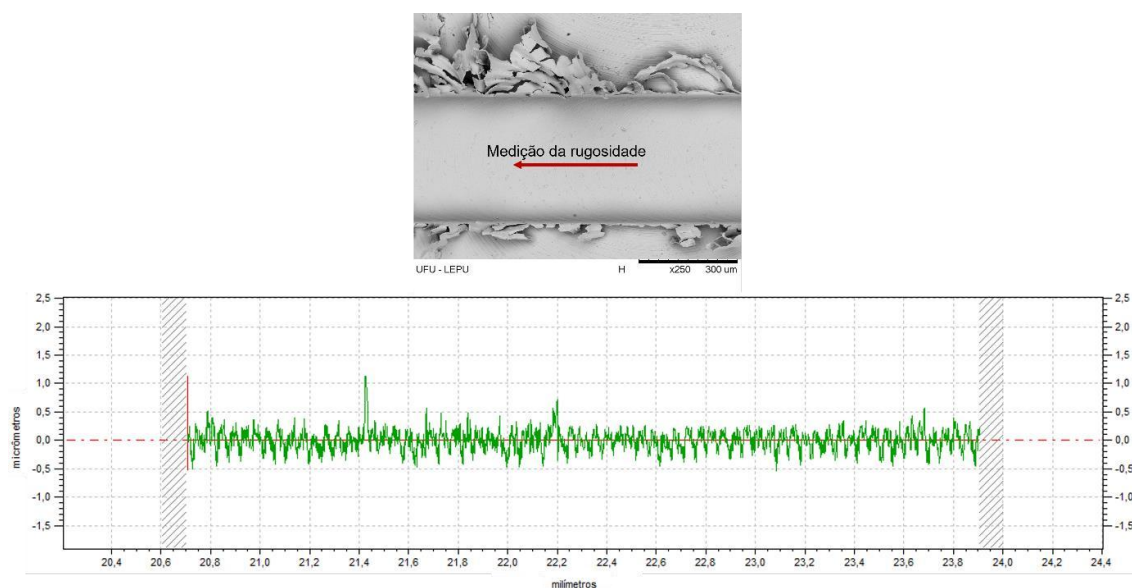


Figura 3.12 - Medição da rugosidade no microcanal e perfil de rugosidade obtido.

### 3.8 Medição da Rebarba

Para analisar as rebarbas formadas nos microcanais foi utilizada duas metodologias. É importante ressaltar que há poucos trabalhos que realizam estas medições e que não há normas que as padronizem. Então, como forma de obter uma análise mais completa e com

maior representatividade das rebarbas, optou-se por analisar a sua área, como no trabalho de Santos (2020), e a sua altura.

A medição da altura da rebarba foi realizada com o mesmo perfilômetro utilizado para medir a rugosidade, porém, neste caso, a medição foi realizada na direção perpendicular aos microcanais fabricados e cinco medições foram realizadas. A altura da rebarba foi medida através da distância entre a superfície do corpo de prova, e os picos presentes nas extremidades do canal, que representam a rebarba discordante e concordante. Um esquema para melhor compreensão de como esta medição foi realizada está na Figura 3.13.

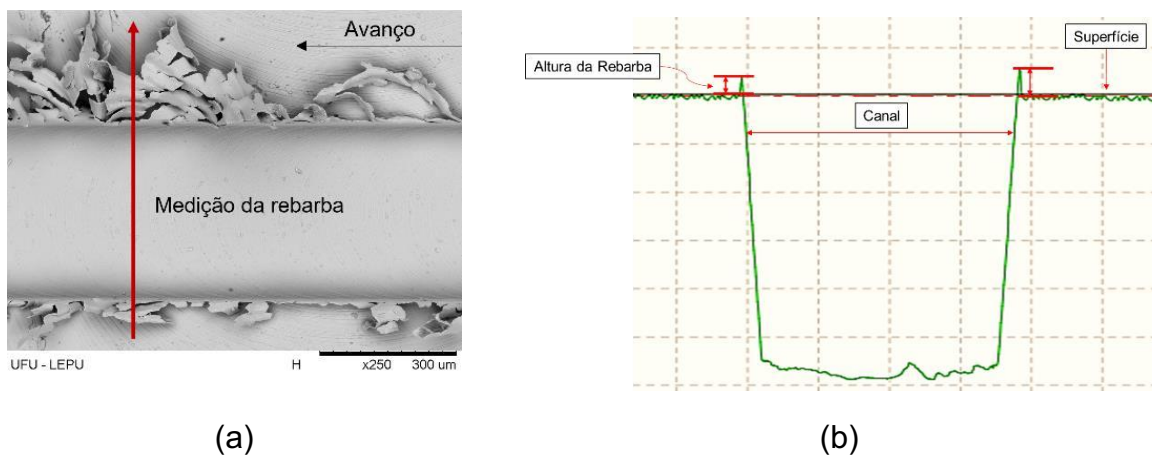


Figura 3.13 - Esquema de medição da altura das rebarbas: (a) sentido da medição e (b) detalhe da medição no perfil obtido.

Para a medição da área da rebarba, primeiramente, foram obtidas imagens no MEV da entrada e saída do primeiro e último canal usinado. Então, utilizando o *software* Power Point foi realizada a delimitação e o destacamento da região das rebarbas de entrada e saída lateral discordante e concordante e as rebarbas de topo discordante e concordante, sendo excluído da imagem as regiões do restante do microcanal. Em seguida, foi realizado o procedimento de medição da área da rebarba concordante e discordante, separadamente, utilizando o *software* Image J. O passo a passo utilizado para a medição das rebarbas está esquematizado na Figura 3.14. Pode-se observar que a medição foi obtida a partir da imagem da rebarba planejada.

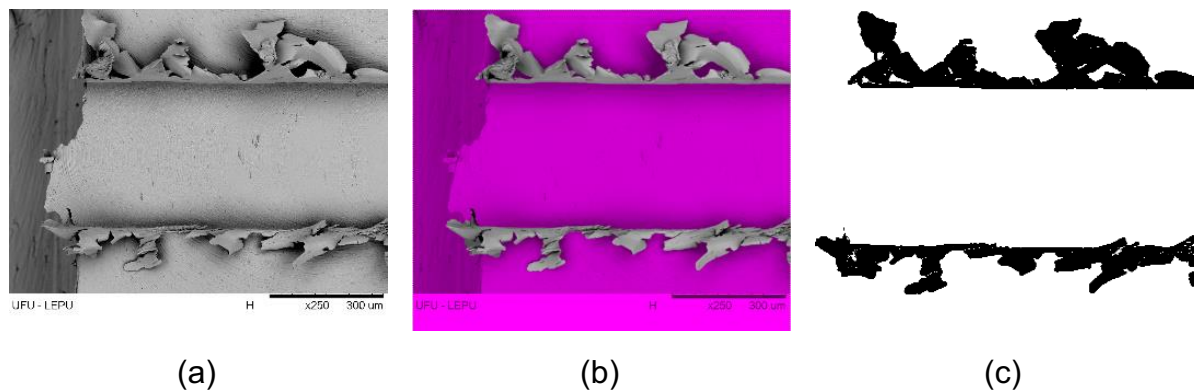


Figura 3.14 - Medição da área da rebarba: (a) microcanal obtido no MEV, (b) área da rebarba destacada, (c) medição da área da rebarba no Image J.

As rebarbas também foram analisadas qualitativamente, sendo avaliado nessa etapa as formas e os tipos de rebarbas encontradas nos microcanais para as condições de corte utilizadas.

## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentadas as discussões e os resultados obtidos no microfresamento do aço inoxidável ABNT 316L fabricado convencionalmente e por deposição por energia direcionada a laser. Os resultados serão apresentados na seguinte sequência: desgaste da ferramenta, qualidade superficial, rebarbas formadas e análise da força de corte. É importante destacar que foram realizadas réplicas para cada condição, assim, os resultados apresentados consistem nas médias dos testes e réplicas juntamente com o desvio-padrão.

#### 4.1 Desgaste da Microferramenta

Nas Figuras 4.1, 4.2, 4.3, 4.4 e 4.5 tem-se apresentado a evolução do desgaste das ferramentas para cada amostra usinada, para as duas velocidades de corte, 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm). Os resultados mostrados representam a média do desgaste (teste e réplica), com o desvio-padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

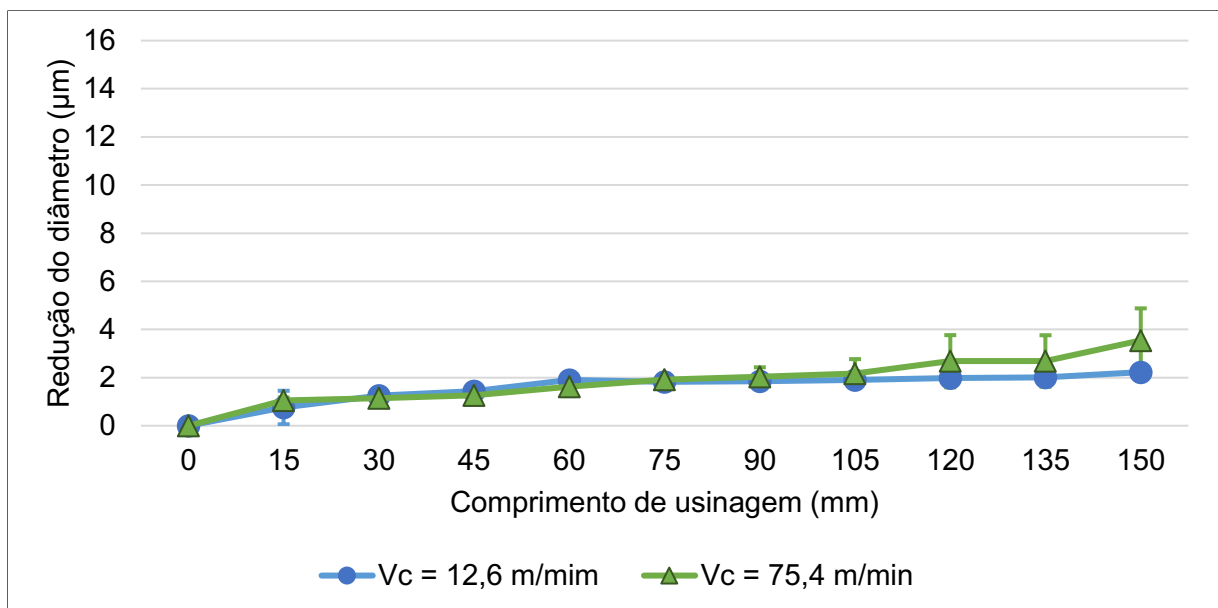


Figura 4.1 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra linear para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min.

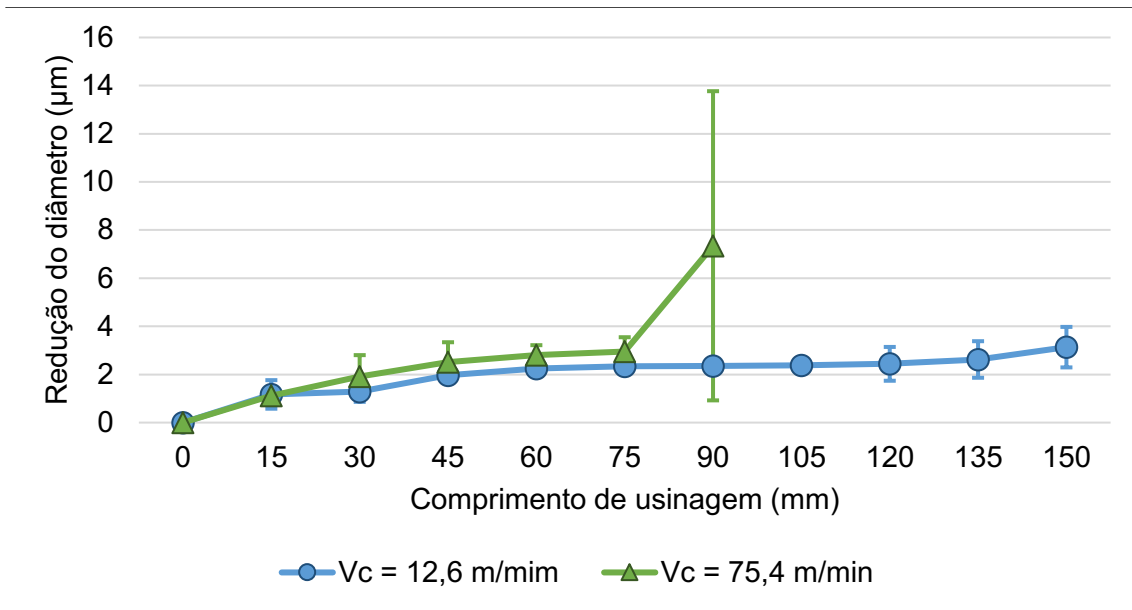


Figura 4.2 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra zigue-zague para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min.

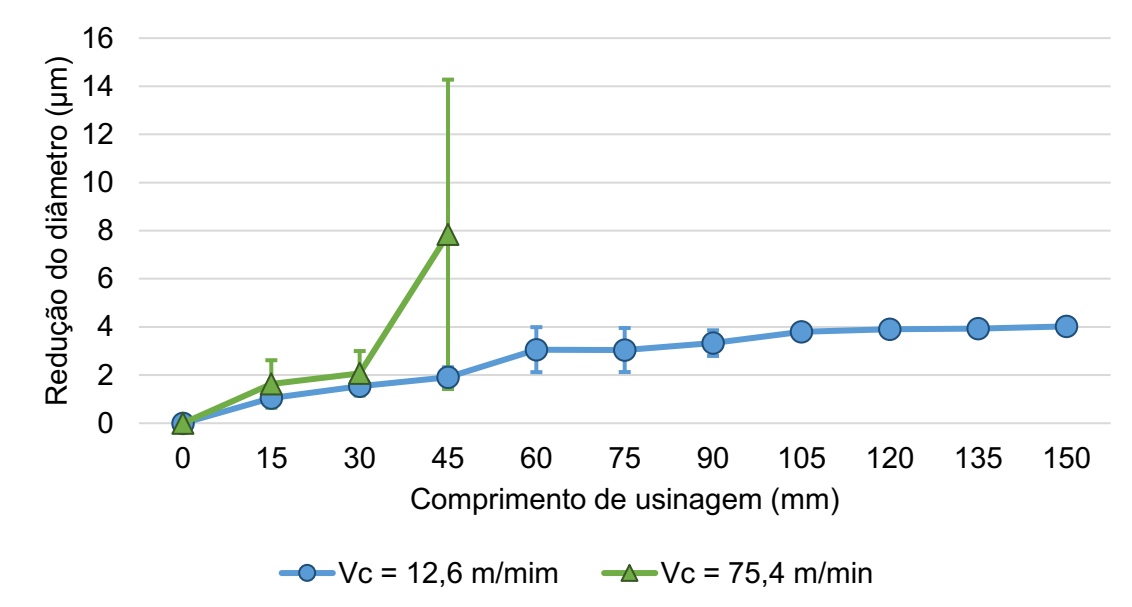


Figura 4.3 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra *chessboard* para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min.

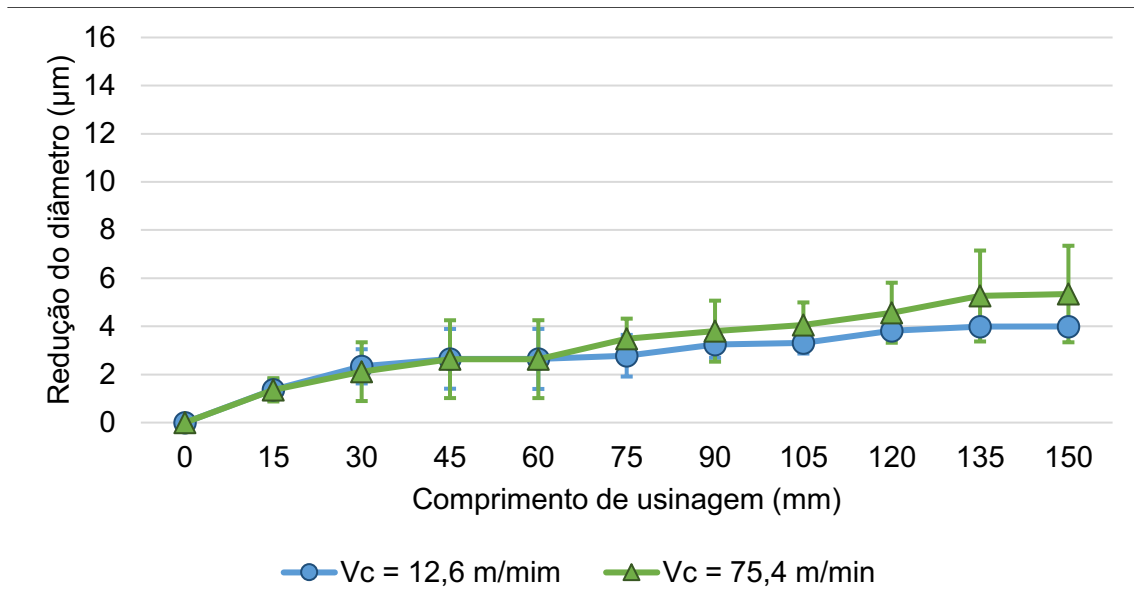


Figura 4.4 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra contorno para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min.

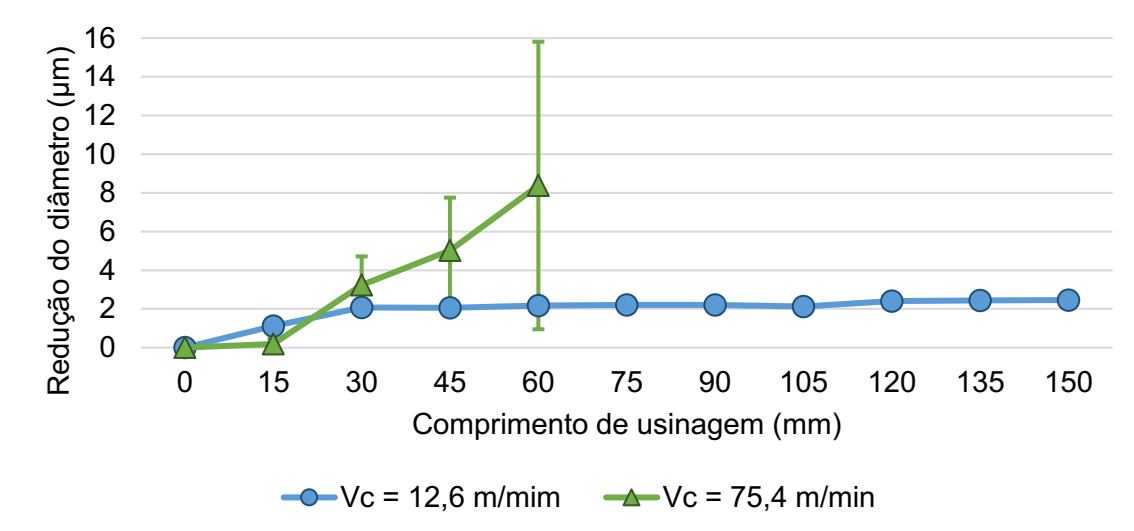


Figura 4.5 - Evolução do desgaste da microfresa ao usinar a amostra convencional para as velocidades de corte de 12,6 m/min e 75,4 m/min.

Primeiramente, é importante ressaltar que a medição do desgaste em microferramentas não é uma tarefa fácil, devido ao pequeno tamanho destas ferramentas de corte. Além disso, após a usinagem de alguns microcanais o material da peça de trabalho fica aderido às arestas de corte da ferramenta, o que dificulta ou até mesmo impede a medição do desgaste. Como consequência disso, pode-se observar, nas Figuras 4.1 a 4.5, altos desvios-padrão para alguns valores de desgaste. Esses altos valores do desvio apontam a

dificuldade de se obter repetibilidade nos ensaios, principalmente, devido as pequenas dimensões envolvidas no processo do microfresamento.

A qualidade das microferramentas também irá interferir para esta alta dispersão (MACHADO et al., 2011). Durante a realização dos ensaios foi possível observar variações na geometria das microferramentas, como evidenciado pelas setas brancas na Figura 4.6. Além disso, obteve-se diferentes resultados do desgaste das microfresas nos testes e réplicas, principalmente ao microssinar as amostras zigue-zague, *chessboard* e convencional, na condição de maior velocidade de corte. Devido a isso, observa-se altos desvios-padrão no último comprimento de usinagem associado a essas amostras.

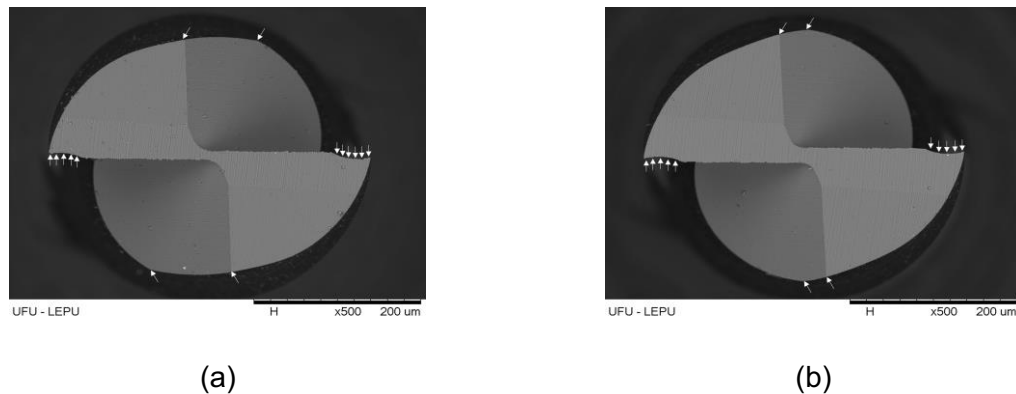


Figura 4.6 - Diferença na geometria das microferramentas novas utilizadas no segundo ensaio ao microssinar a amostra contorno na condição (a) de maior velocidade de corte e (b) menor velocidade de corte.

Ao observar a evolução do desgaste para cada amostra, nas Figuras 4.1 a 4.5, pode-se notar que com o aumento do comprimento de usinagem o desgaste da microferramenta também aumenta para as duas condições de velocidade utilizadas, porém, esse aumento do desgaste ocorre de forma gradual e atinge pequenos valores, entre 2  $\mu\text{m}$  e 4  $\mu\text{m}$ , para a condição com a menor velocidade de corte (12,4 m/min - 10 000 rpm), sendo esses menores em 6 vezes e em 4 vezes, respectivamente, que o critério de fim de vida, definido na seção 3.4.2. Portanto, para essa condição, de menor velocidade de corte, o comportamento do desgaste da microferramenta não sofreu influência da estratégia utilizada na fabricação das amostras fabricadas pela manufatura aditiva, além disso, o comportamento do desgaste da microferramenta das amostras fabricadas por LDED foi semelhante ao da amostra convencional. Oliveira Campos et al. (2020) também observaram pequenos valores de desgaste na microferramenta ao realizar o microfresamento da liga Ti-6Al-4V fabricada pelo processo de manufatura aditiva SLM.



Analisando os resultados do desgaste para a condição de maior velocidade de corte (75,4 m/min - 60 000 rpm), pode-se observar que os valores de desgaste foram maiores do que os obtidos com a menor velocidade de corte, para todas as amostras analisadas. Isso ocorre devido a condição de maior velocidade aumentar a temperatura na região onde os cavacos são formados, o que acelera os mecanismos de desgaste, como ocorre nos processos convencionais (MACHADO et al., 2011). Resultado esperado. Porém, um comportamento diferente do desgaste foi obtido entre algumas estratégias das amostras fabricadas por LDED.

Para as amostras com as estratégias linear e contorno, Figura 4.1 e 4.4, respectivamente, observa-se que o desgaste aumentou com o comprimento de usinagem de maneira progressiva, apresentando valores entre 3,5  $\mu\text{m}$  e 6  $\mu\text{m}$ . Entretanto, as amostras zigue-zague, *chessboard* e convencional apresentaram um aumento proeminente do desgaste ao usinar o último microcanal. Dessas amostras, em relação a convencional, percebe-se que o desgaste da microferramenta foi menor para a zigue-zague. Tal resultado pode ser explicado devido a menor densidade dessa amostra em relação a convencional, conforme apresentado na Tabela 3.3, o que facilita o processo de corte e reduz os esforços gerados.

Além disso, pode-se observar que o desgaste da microferramenta para a amostra *chessboard* foi mais acelerado do que o obtido na amostra zigue-zague e convencional, já que o comprimento total usinado pela amostra *chessboard* foi igual a 45 mm, enquanto para as amostras zigue-zague e convencional o comprimento total usinado foi igual a 90 mm e 60 mm, respectivamente. Este resultado pode estar associado a geometria da estratégia de deposição da amostra *chessboard*, na qual em uma mesma camada tem-se a presença de diferentes orientações da deposição, já que essa estratégia possui uma estrutura cruzada, constituída por pequenos quadrados, conforme demonstrado na Figura 4.7. Portanto, neste caso a microferramenta irá cruzar uma maior quantidade de contornos fundidos, resultando em uma condição de carga menos estável nas arestas de corte da microferramenta (GRECO et al., 2021).

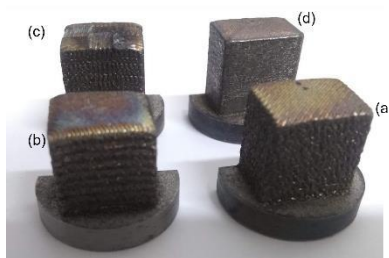


Figura 4.7 - Amostra (a) linear, (b) zigue-zague, (c) *chessboard* e (d) contorno em perspectiva.

Em estudos sobre microfresamento, como os desenvolvidos por Santos et al. (2018), Gong e Li (2019), Gomes et al. (2020), Ziberov (2020), Gomes et al. (2021a) e Gomes et al. (2021b) os pesquisadores perceberam semelhanças entre o comportamento do desgaste das microferramentas com o das ferramentas usadas nos processos de usinagem convencionais, que possuem três estágios na curva de desgaste (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).

Ao analisar o desgaste de cada amostra, nas Figuras 4.1 a 4.5, pode-se perceber que o comportamento do desgaste das amostras zigue-zague, *chessboard* e convencional, para a condição de maior velocidade de corte (75,4 m/min - 60 000), possui os três estágios de desgaste bem definidos. No primeiro estágio, tem-se um desgaste acelerado devido a adequação da ferramenta ao sistema tribológico (MACHADO et al., 2011), conforme apresentado nas amostras zigue-zague e *chessboard* entre os comprimentos de corte de 0 mm a 15 mm. A amostra convencional deveria apresentar um valor de desgaste maior em relação ao obtido, e assim apresentar comportamento semelhante ao das outras duas amostras, porém, devido a grande quantidade de material da peça aderido na microferramenta, tanto no ensaio quanto na réplica, a medição do desgaste neste comprimento de usinagem ficou comprometida. No segundo estágio, a taxa de desgaste diminui e se torna praticamente constante, devido a ferramenta estar adaptada ao processo e aos mecanismos de desgaste presentes (MACHADO et al., 2011), como pode-se observar nos pontos correspondentes aos comprimentos de usinagem de 15 mm a 75 mm para a amostra zigue-zague, de 15 mm a 30 mm para a *chessboard* e de 15 mm a 45 mm para a convencional. Já no terceiro estágio, tem-se um aumento acentuado da taxa de desgaste em curto intervalo de tempo (MACHADO et al., 2011). Esse estágio foi atingido para a amostra zigue-zague no comprimento de usinagem igual a 90 mm, enquanto para a *chessboard* foi no comprimento de 45 mm e, por fim, a convencional no comprimento de 60 mm.

É importante ressaltar que nos ensaios, o desgaste das microferramentas atingiu o critério de fim de vida estabelecido (maior que 12  $\mu\text{m}$ ), ao usinar estas três amostras, zigue-zague, *chessboard* e convencional. Porém, nas réplicas destes ensaios a microferramenta atingiu valores de desgaste menores. Devido a isso, pode-se observar um alto desvio-padrão do desgaste no último comprimento usinada para essas três amostras, Figuras 4.2, 4.3 e 4.5, conforme já mencionado acima.

Para as amostras linear e contorno, Figuras 4.1 e 4.4, nas duas condições da velocidade de corte, e para as amostras zigue-zague, *chessboard* e convencional, Figuras 4.2, 4.3 e 4.5, na condição de menor velocidade de corte, pode-se notar que as curvas se encontram no segundo estágio do desgaste, a partir do comprimento de usinagem de 15 mm até 150 mm, já que nessa região a taxa de desgaste é pequena e praticamente constante.

Para verificar as análises realizadas, uma análise de variância foi realizada, a um nível de significância de 5 %. Na Tabela 4.1 tem-se os resultados obtidos.

Tabela 4.1 - Análise de variância do desgaste para os parâmetros variáveis.

Fonte	F	Pr >F
<b>Amostra</b>	9,22	<b>0,000</b>
<b>Comprimento de usinagem</b>	7,02	<b>0,000</b>
<b>Velocidade de Corte</b>	29,64	<b>0,000</b>
<b>Amostra*Comprimento de usinagem</b>	0,65	0,932
<b>Amostra*Velocidade de Corte</b>	3,66	<b>0,008</b>
<b>Comprimento de usinagem*Velocidade de Corte</b>	1,41	0,192

Da Tabela 4.1, observa-se para um nível de significância de 5 %, que a interação da amostra com a velocidade de corte e os efeitos individuais da amostra, comprimento de usinagem e velocidade de corte possuem influência estatística significativa no desgaste da microferramenta, sendo a velocidade de corte o efeito de maior influência. Nas Figura 4.8 e 4.9 pode-se observar o comportamento do efeito de cada parâmetro e da interação da amostra com a velocidade de corte, respectivamente.

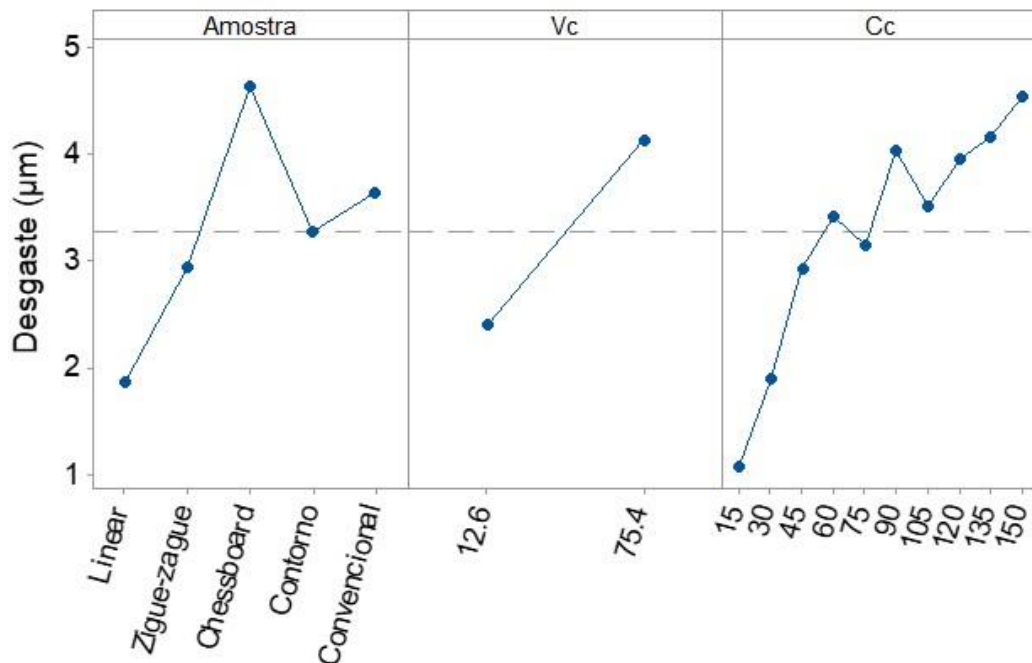


Figura 4.8 - Efeitos da amostra, velocidade de corte (Vc) e do comprimento de usinagem (Cc) no desgaste da microferramenta.

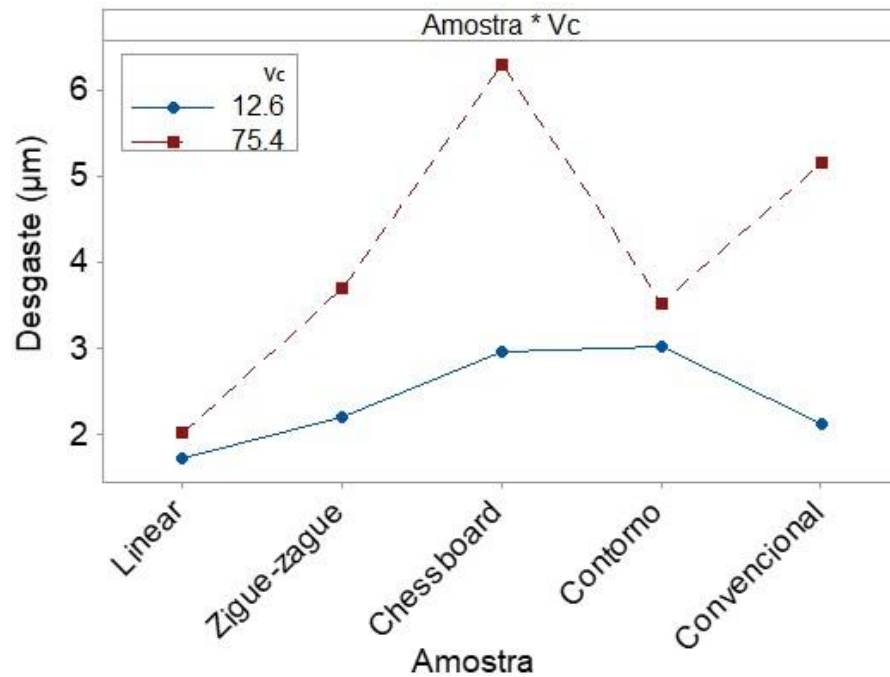


Figura 4.9 - Efeito da interação entre a amostra e a velocidade de corte ( $V_c$ ) no desgaste da microferramenta.

Na Figura 4.8, observa-se que o desgaste da microferramenta foi maior para a amostra *chessboard*, para a condição de maior velocidade de corte e seu valor aumentou com o comprimento de usinagem. Além disso, na Figura 4.9 nota-se que a relação entre a velocidade de corte e o desgaste da microferramenta depende do tipo da amostra analisada, sendo o maior valor obtido para a amostra *chessboard* na condição de maior velocidade de corte. Sendo todos esses resultados observados e discutidos acima.

Nesta segunda etapa da investigação do desgaste, com o objetivo de complementar as análises já realizadas, serão apresentados as formas e os mecanismos de desgaste encontrados nas microferramentas utilizadas. Conforme pode-se observar na Figura 4.10, o desgaste predominante nas microferramentas foram o desgaste na ponta da ferramenta e o desgaste de flanco (observado pela superfície de folga secundária). Nesta figura tem-se apresentado as imagens das microferramentas novas e desgastadas após a fabricação do último microcanal, portanto, para as amostras linear e contorno, para as duas velocidades de corte, a imagem da ferramenta desgastada corresponde ao comprimento usinado de 150 mm, assim como para as amostras zigue-zague, *chessboard* e convencional na condição de menor velocidade de corte. Porém para essas três amostras, na condição de maior velocidade de corte, a imagem da ferramenta desgastada corresponde ao comprimento usinado de 90 mm para a zigue-zague, 45 mm para a *chessboard* e de 60 mm para a convencional.

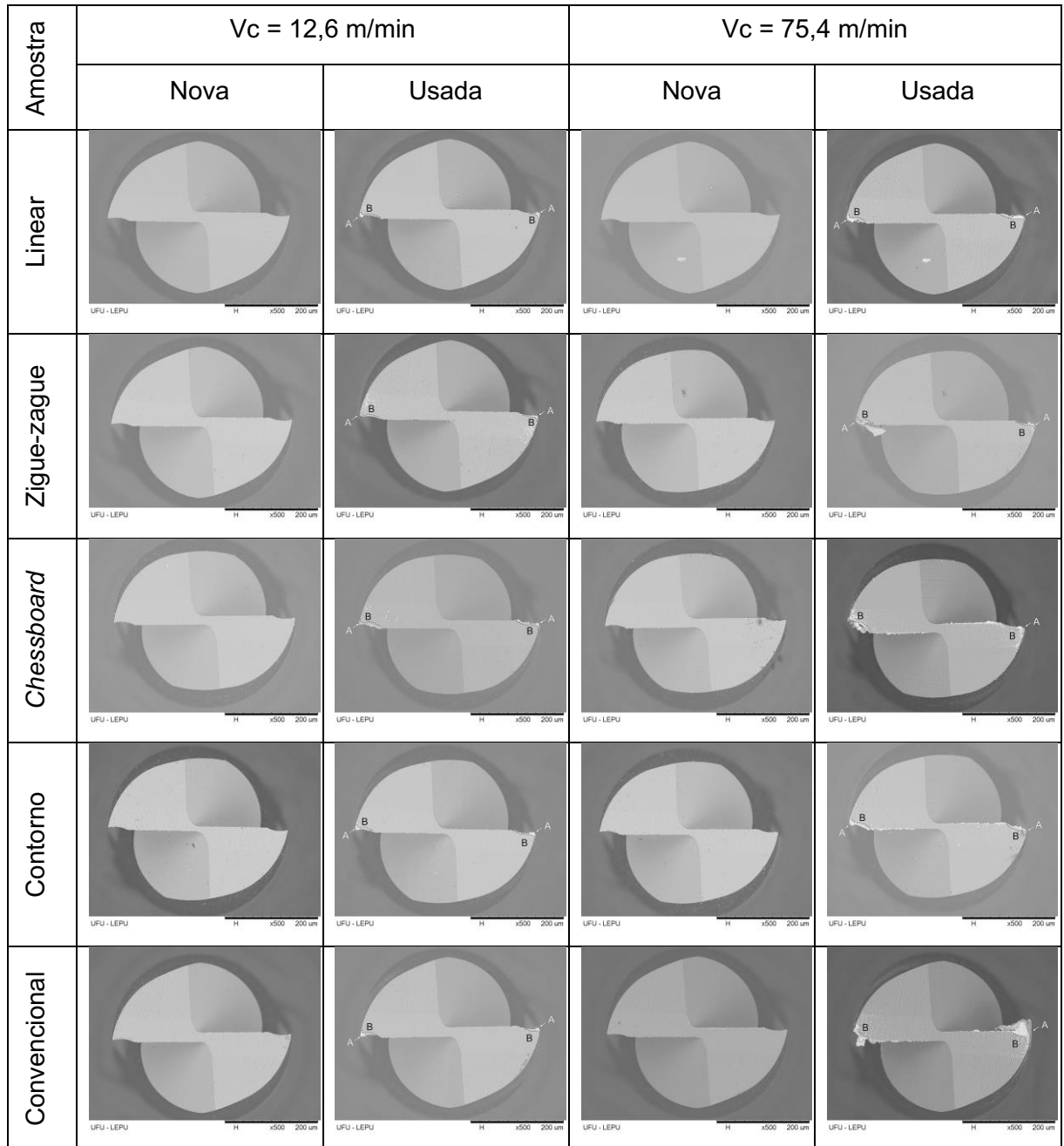


Figura 4.10 - Desgaste na ponta da ferramenta (A) e desgaste de flanco (B) na superfície secundária de folga observado nas microferramentas utilizadas nos primeiros ensaios.

Na Figura 4.11 é apresentada imagens obtidas no MEV para uma das ferramentas. É possível observar o desgaste na ponta da ferramenta e o desgaste de flanco em uma imagem ampliada de cada aresta da microferramenta para facilitar a visualização destes dois tipos de desgaste presente.

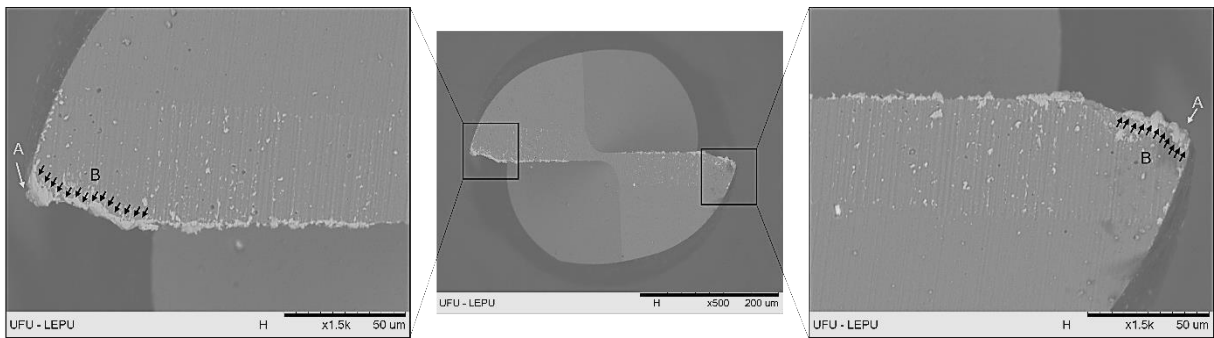
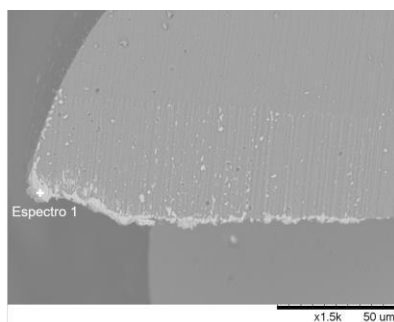


Figura 4.11 - Ampliação do desgaste na ponta da ferramenta (A) e desgaste de flanco (B) para amostra de contorno com a maior velocidade de corte após a usinagem de 150 mm.

Sobre a análise dos mecanismos de desgaste, constatou-se que a adesão é o mecanismo que prevalece, conhecido também como *attrition*. Neste mecanismo o material da peça de trabalho se adere a superfície da ferramenta e ao se desprender são arrancados da ferramenta fragmentos microscópicos, deixando essa região com um aspecto áspero (MACHADO et al., 2011). Conforme pode-se observar na Figura 4.5, para todas as microferramentas, tem-se a presença do material da peça de trabalho, que corresponde a parte mais clara de cada imagem, ao longo da aresta de corte secundária. Para confirmar que o material aderido corresponde ao da peça de trabalho, foi obtido a composição química desse material por meio do EDS. Na Figura 4.12 tem-se o resultado da composição química obtida e ao compará-la com a composição química das amostras analisadas, apresentada na seção 3.1, pode-se concluir que o material aderido realmente é da peça de trabalho. É importante ressaltar que o EDS foi obtido para todas as microferramentas utilizadas e o resultado da composição química do material aderido corresponde com a composição química da amostra usinada.



Espectro 1 - Composição química em % de peso					
C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
3,50	3,95	5,72	14,45	4,84	2,05

Figura 4.12 - Composição química do material aderido na microferramenta utilizada para usinar a amostra com a estratégia de contorno.

O mecanismo de adesão na usinagem convencional ocorre geralmente para as condições de menor velocidade de corte, podendo ou não ter a formação da aresta postiça de corte (APC). Porém, conforme pode-se notar nos resultados obtidos, este mecanismo prevaleceu tanto na condição de menor velocidade de corte como na de maior. E sobre a formação da APC, não há estudos em microusinagem que confirmam que o material aderido na microferramenta seja realmente a APC, mesmo muitos trabalhos afirmando sobre a ocorrência desse fenômeno (GOMES, 2019). Ainda não são encontrados trabalhos que analisem a ocorrência da APC devido as pequenas dimensões envolvidas no processo de microusinagem, que dificultam, por exemplo, a utilização da técnica de *Quick-Stop* (SANTOS, 2020).

## 4.2 Qualidade Superficial

Nesta seção são apresentados os valores do desvio aritmético médio ( $R_a$ ) para os canais microfresados em cada amostra na condição de menor e maior velocidade de corte, conforme apresentado nas Figuras 4.13, 4.14, 4.15, 4.16 e 4.17. Os resultados mostrados representam a média dos valores obtidos no teste e na réplica, com o desvio-padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

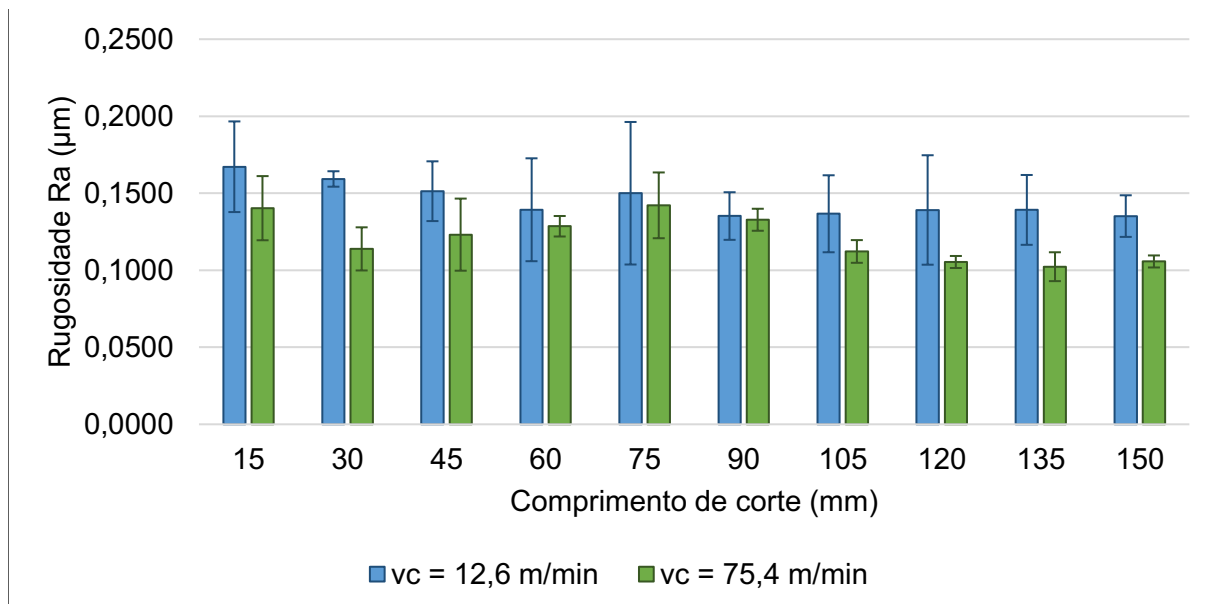


Figura 4.13 - Desvio aritmético médio  $R_a$  dos microcanais usinados na amostra linear com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

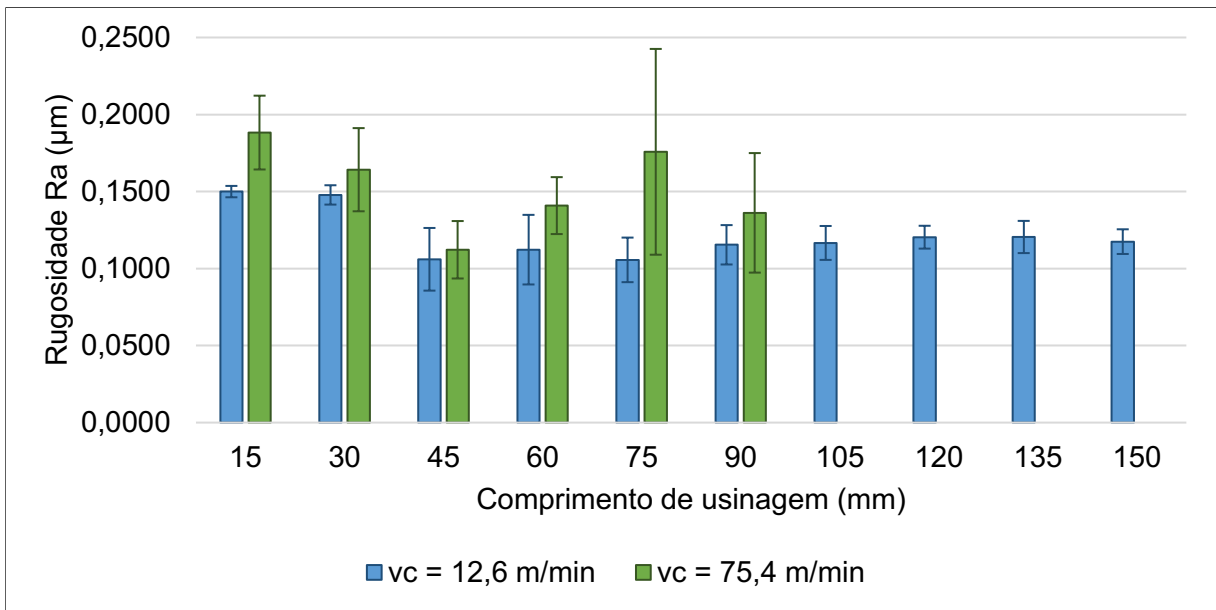


Figura 4.14 - Desvio aritmético médio Ra dos microcanais usinados na amostra zig-zague com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

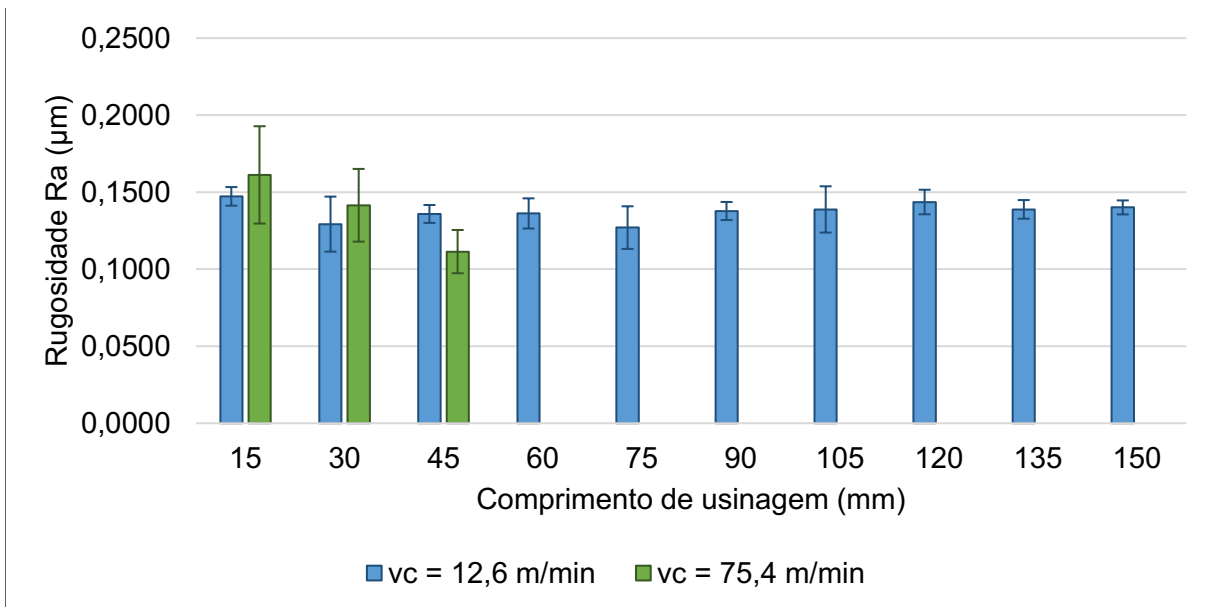


Figura 4.15 - Desvio aritmético médio Ra dos microcanais usinados na amostra *chessboard* com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).



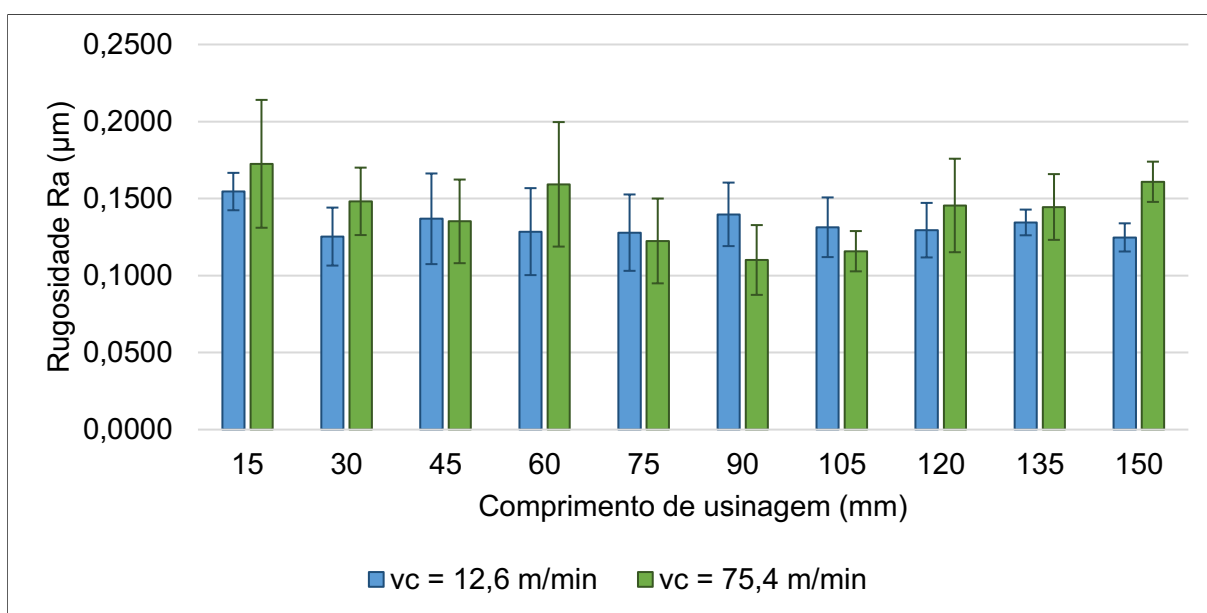


Figura 4.16 - Desvio aritmético médio Ra dos microcanais usinados na amostra contorno com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

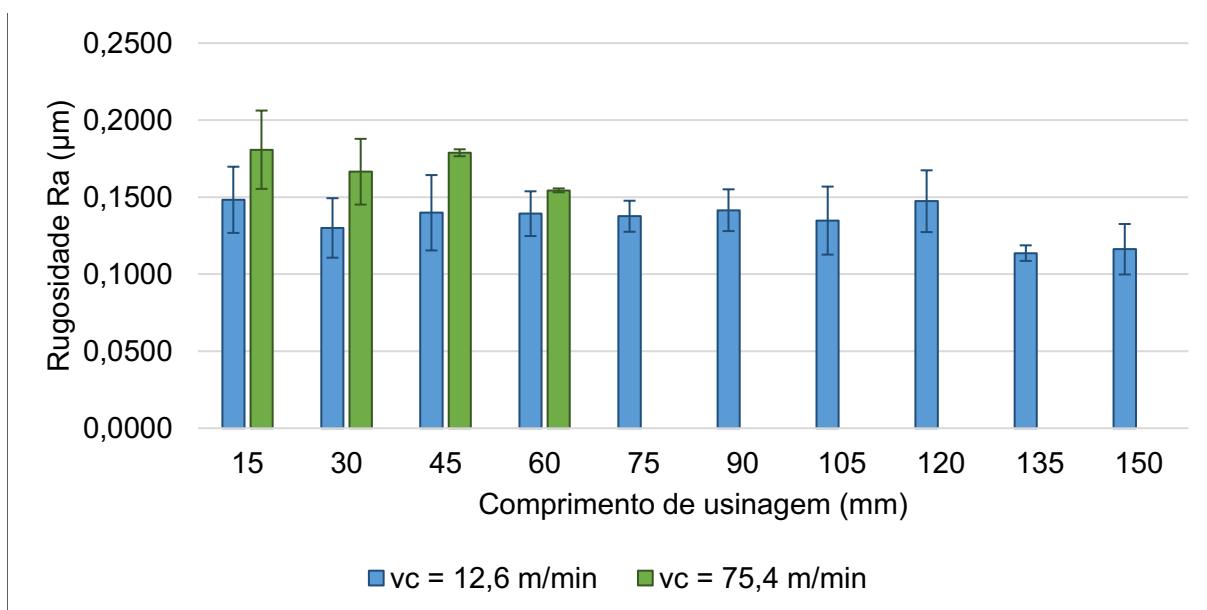


Figura 4.17 - Desvio aritmético médio Ra dos microcanais usinados na amostra convencional com as velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

Ao observar o comportamento da rugosidade Ra nas Figuras 4.13 a 4.17, percebe-se uma tendência de redução com o aumento do comprimento de usinagem. Este comportamento está em evidência para as amostras *chessboard* e convencional na condição de maior velocidade de corte, Figuras 4.15 e 4.17, nas quais é possível observar uma redução progressiva e elevada da rugosidade a cada comprimento usinado.

Essa redução da rugosidade pode ser observada na comparação das imagens das superfícies usinadas no primeiro e último canal, conforme apresentado na Figura 4.18. Nota-se que a superfície do primeiro canal, possui marcas de avanço por dente da microfresa bem mais evidentes se comparada à superfície do último canal. É importante destacar que esse comportamento foi observado em todas as condições analisadas.

Uma possível explicação para a redução da rugosidade com o aumento do desgaste da microferramenta, está relacionado a modificação da geometria da aresta de corte da microfresa ao se desgastar. Sugere-se, que devido ao desgaste, a ferramenta apresentou arredondamento do raio de ponta. Portanto, com o aumento do raio os efeitos das marcas de avanço reduziram, obtendo uma superfície com menor rugosidade superficial (SANTOS, 2016). Outra hipótese, está associada com a redução do ângulo de posição secundário, que influenciam na diminuição das marcas de avanço por a aresta de corte secundária atuar como uma aresta raspadora, reduzindo também os valores de rugosidade. Esses comportamentos são semelhantes ao que ocorre num processo de fresamento frontal convencional.

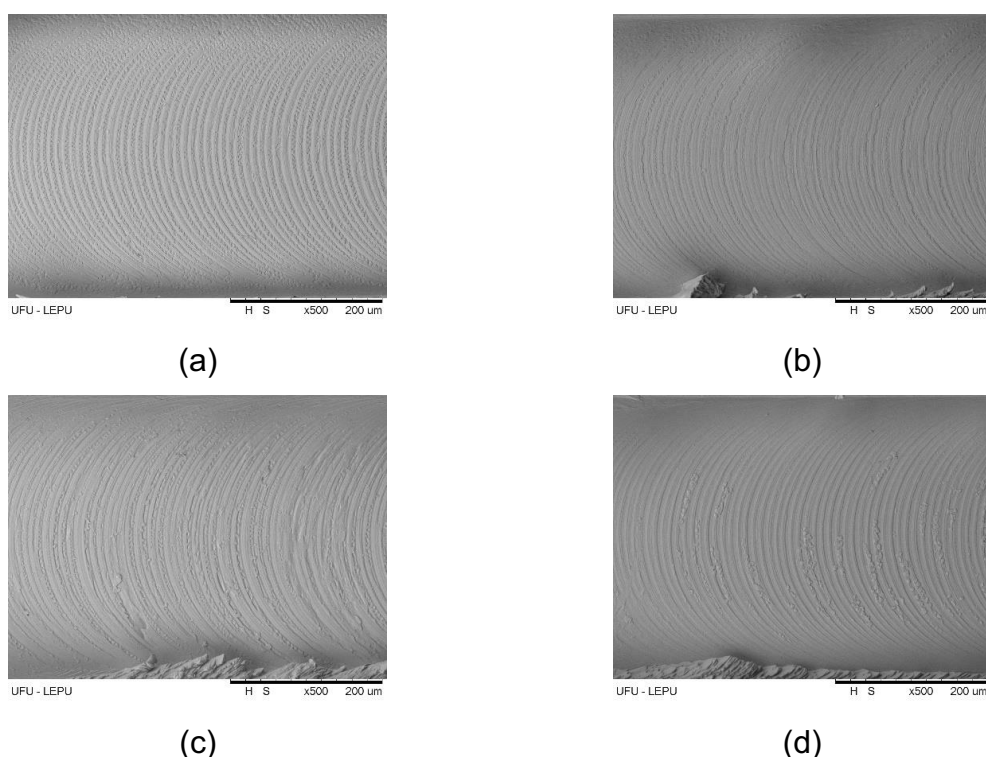
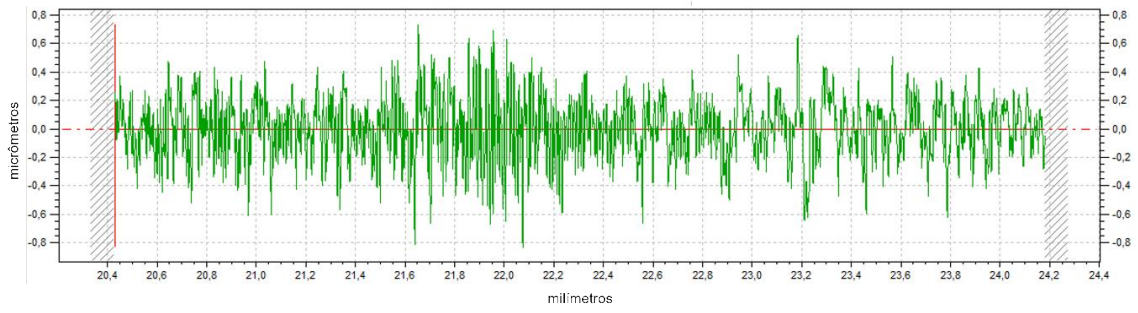


Figura 4.18 - Superfície microusinada do (a) primeiro canal e (b) terceiro canal da amostra *chessboard* e superfície microusinada do (c) primeiro canal e (d) quarto canal da amostra convencional na condição de maior velocidade de corte.

Essas diferenças são observadas ao comparar os perfis de rugosidade do primeiro e último microcanal para a amostra *chessboard*, Figura 4.19 e convencional, Figura 4.20.

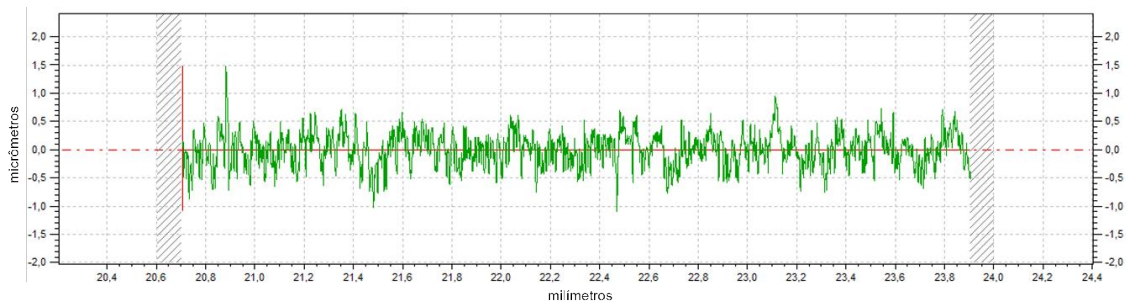


(a)

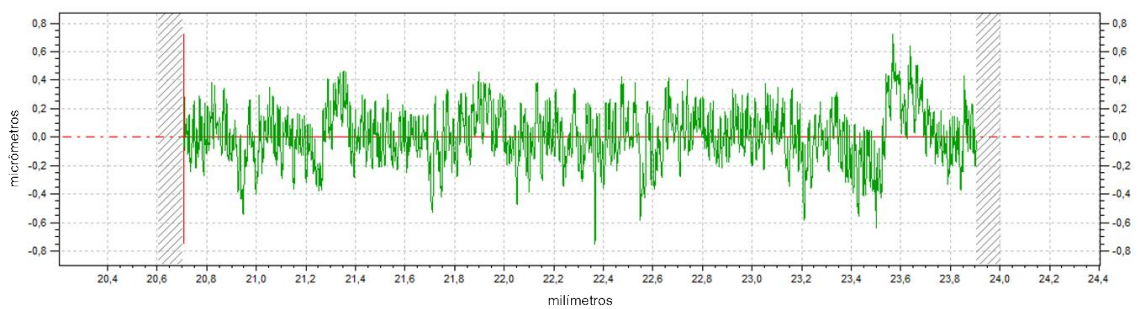


(b)

Figura 4.19 - Perfil de rugosidade do (a) primeiro canal e (b) terceiro canal da amostra *chessboard* na condição de maior velocidade de corte.



(c)



(d)

Figura 4.20 - Perfil de rugosidade do (a) primeiro canal e (b) quarto canal da amostra convencional na condição de maior velocidade de corte.

Das Figuras 4.19 e 4.20 nota-se redução da altura dos picos e profundidade dos vales no perfil de rugosidade associado ao último canal microusinado, o que significa que nesse canal terá uma menor rugosidade.

Com relação a rugosidade Ra, nas Figuras 4.13 a 4.17, pode-se observar que foram encontrados pequenos valores, variando de 0,1023  $\mu\text{m}$  a 0,1883  $\mu\text{m}$ . Essa faixa está de acordo com os valores de Ra observados por Greco et al. (2021), ao realizarem o microfresamento do aço inoxidável 316L fabricado por fusão seletiva a laser (SLM), utilizando microfresas de metal de duro de 50  $\mu\text{m}$  de diâmetro, uma aresta de corte, e os parâmetros: rotação de 50 000 rpm, avanço por dente de 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e profundidade de corte de 5  $\mu\text{m}$ . Essa faixa obtida é ainda menor que a observada por Gomes et al. (2020) ao realizarem o microfresamento do aço inoxidável 316L fabricado convencionalmente, que variou de 0,1241  $\mu\text{m}$  a 0,3206  $\mu\text{m}$ . Tal resultado pode indicar que os valores da rugosidade das amostras fabricadas por manufatura aditiva são menores do que os obtidos para a amostra convencional. Portanto, para verificar essa influência (das amostras), assim como da velocidade de corte e do comprimento de usinagem na qualidade da superfície obtida foi realizada uma análise de variância (ANOVA) a um nível de significância de 5 %, conforme apresentado na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 - Análise de variância de Ra para os parâmetros variáveis.

<b>Fonte</b>	<b>F</b>	<b>Pr &gt;F</b>
<b>Amostra</b>	1,15	0,337
<b>Comprimento de usinagem</b>	1,82	0,073
<b>Velocidade de Corte</b>	2,28	0,134
<b>Amostra*Comprimento de usinagem</b>	0,46	0,995
<b>Amostra*Velocidade de Corte</b>	4,92	<b>0,001</b>
<b>Comprimento de usinagem*Velocidade de Corte</b>	0,38	0,941

Conforme pode-se observar na Tabela 4.2, para um nível de significância de 5 %, somente a interação da amostra com a velocidade de corte possui influência estatística significativa na rugosidade Ra. Na Figura 4.21 pode-se observar o comportamento do efeito da interação entre a amostra e a velocidade de corte.

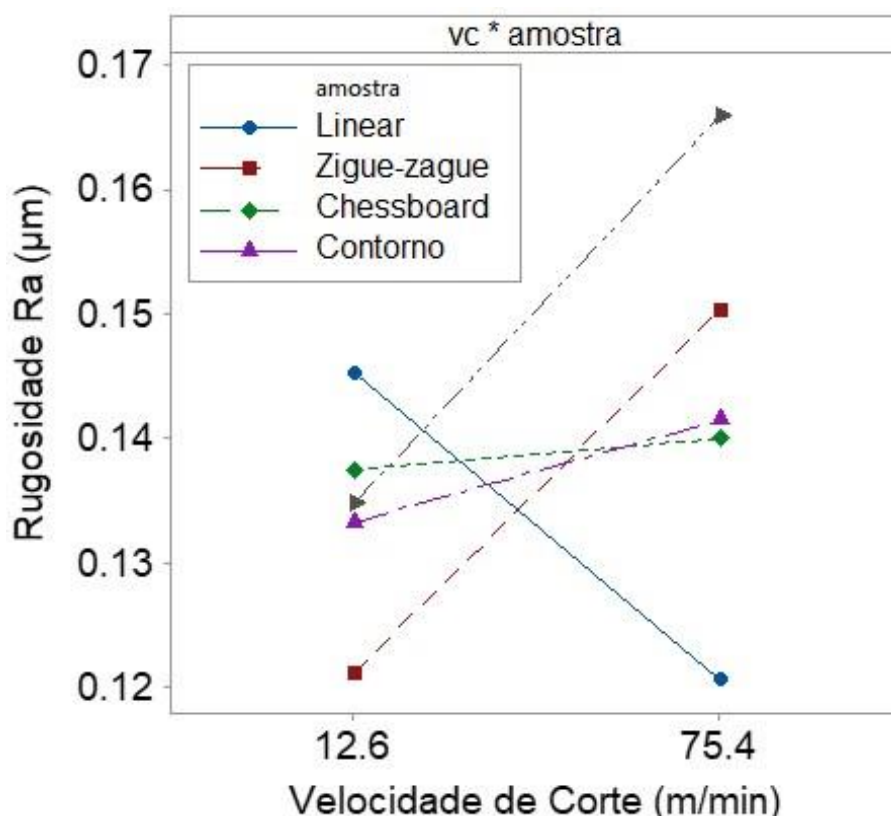


Figura 4.21 - Efeito da interação entre a velocidade de corte (vc) e a amostra na rugosidade Ra.

Ao observar a Figura 4.21, nota-se que a amostra linear possui comportamento diferente das demais, uma vez que a média da rugosidade diminui com o aumento da velocidade de corte. Enquanto, em todas as outras amostras tem-se um aumento da rugosidade média com a velocidade de corte.

Das análises realizadas pode-se observar que não houve diferença entre os valores da rugosidade das amostras fabricadas por LDED e da convencional. Esse resultado está de acordo com o obtido por Gonçalves (2022) ao realizar o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V fabricada por fusão seletiva a laser (SLM). Entretanto, em alguns estudos realizados por Hojati et al. (2020), Bonaiti et al. (2017) e Oliveira Campos et al. (2020), que também avaliaram o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V fabricada pela manufatura aditiva, os autores observaram que a rugosidade da amostra fabricada pela manufatura aditiva é menor do que a rugosidade da amostra fabricada convencionalmente. A explicação para tal resultado está relacionada com a dureza da amostra, sendo a rugosidade da amostra fabricada por manufatura aditiva menor devido a sua maior dureza em comparação com a amostra convencional.

Gomes et al. (2020) ao realizarem o microfresamento do aço inoxidável 316L convencional, observou que a rugosidade aumentou para a condição de maior velocidade de

corte, e associou esse comportamento a presença de grande quantidade de material aderido à superfície usinada, porém nesse estudo esse fator não foi influente. Caso fosse, o maior valor da rugosidade seria associado a presença do fluxo lateral (fenômeno explicado abaixo), já que nas superfícies usinadas há material aderido na superfície, porém em menor quantidade do que observado por Gomes (2020).

Nesta seção também foi analisada a qualidade dos canais microusinados. Para essa análise foram observadas as imagens obtidas de cada canal no MEV, com o objetivo de verificar a presença de características diferentes.

Em geral, para todas as condições de corte utilizadas as marcas de avanço da microferramenta no ciclo ativo estão evidentes, conforme pode-se observar na Figura 4.22 e na Figura 4.23. É importante destacar que as características dos canais apresentados são semelhantes para todos os canais microusinados.

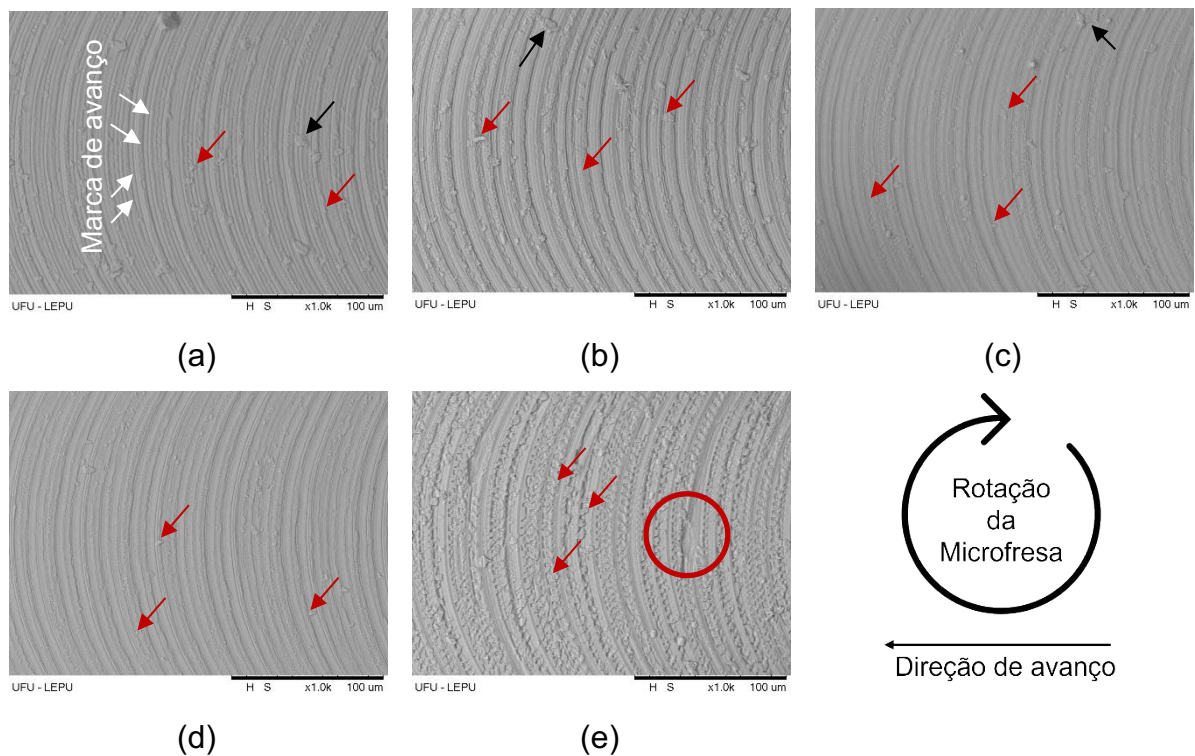


Figura 4.22 - Superfície usinada do primeiro canal para a amostra (a) linear, (b) zigue-zague, (c) *chessboard*, (d) contorno e (e) convencional para a condição de menor velocidade de corte.

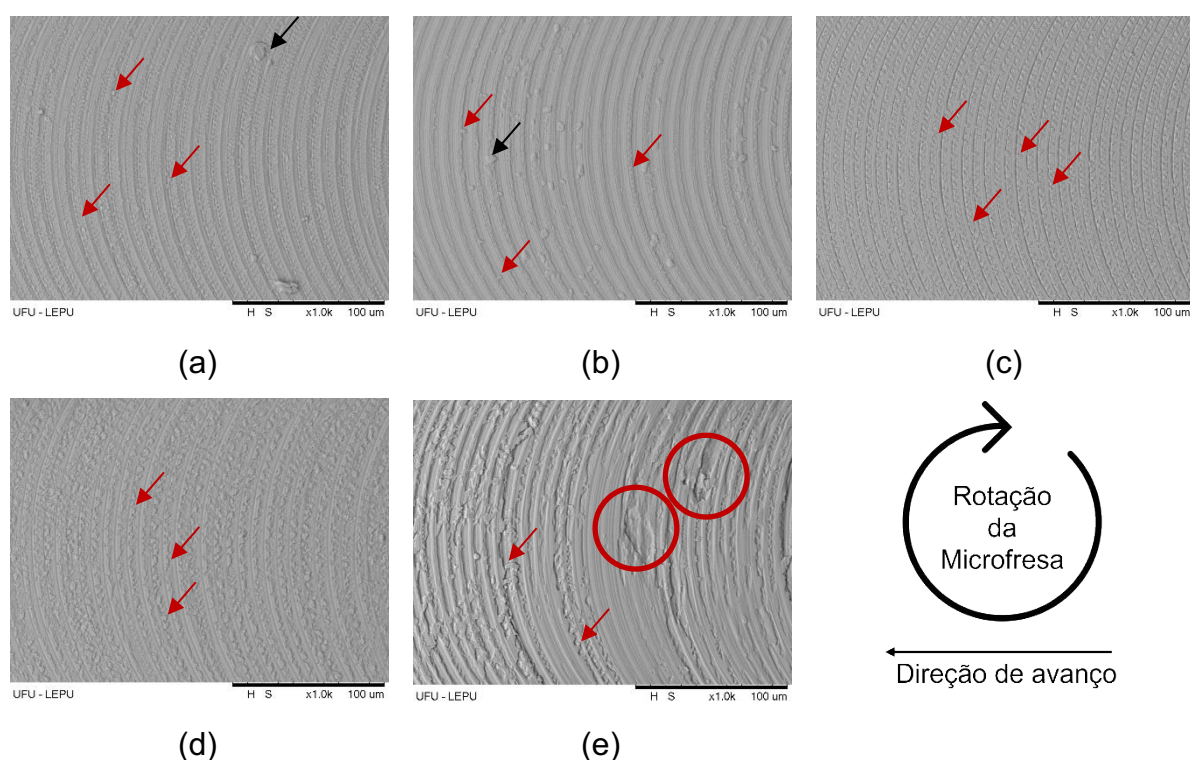


Figura 4.23 - Superfície usinada do primeiro canal para a amostra (a) linear, (b) zigue-zague, (c) *chessboard*, (d) contorno e (e) convencional para a condição de maior velocidade de corte.

Observa-se a presença de pequenas rebarbas formadas ao longo das marcas de avanço (indicadas pela seta vermelha). A presença dessa rebarba aumenta para a condição com maior velocidade de corte para as amostras *chessboard* e contorno. Também é possível observar na amostra convencional, a presença de algumas regiões de destacamento (indicadas na região circulada em vermelho). Além disso, nota-se materiais aderidos (indicados pela seta preta) que é uma evidência da formação da APC, conforme já discutido na seção 4.1. Na Figura 4.24, tem-se a imagem ampliada da superfície das amostras linear, *chessboard* e convencional para facilitar a visualização das pequenas rebarbas formadas ao longo das marcas de avanço.

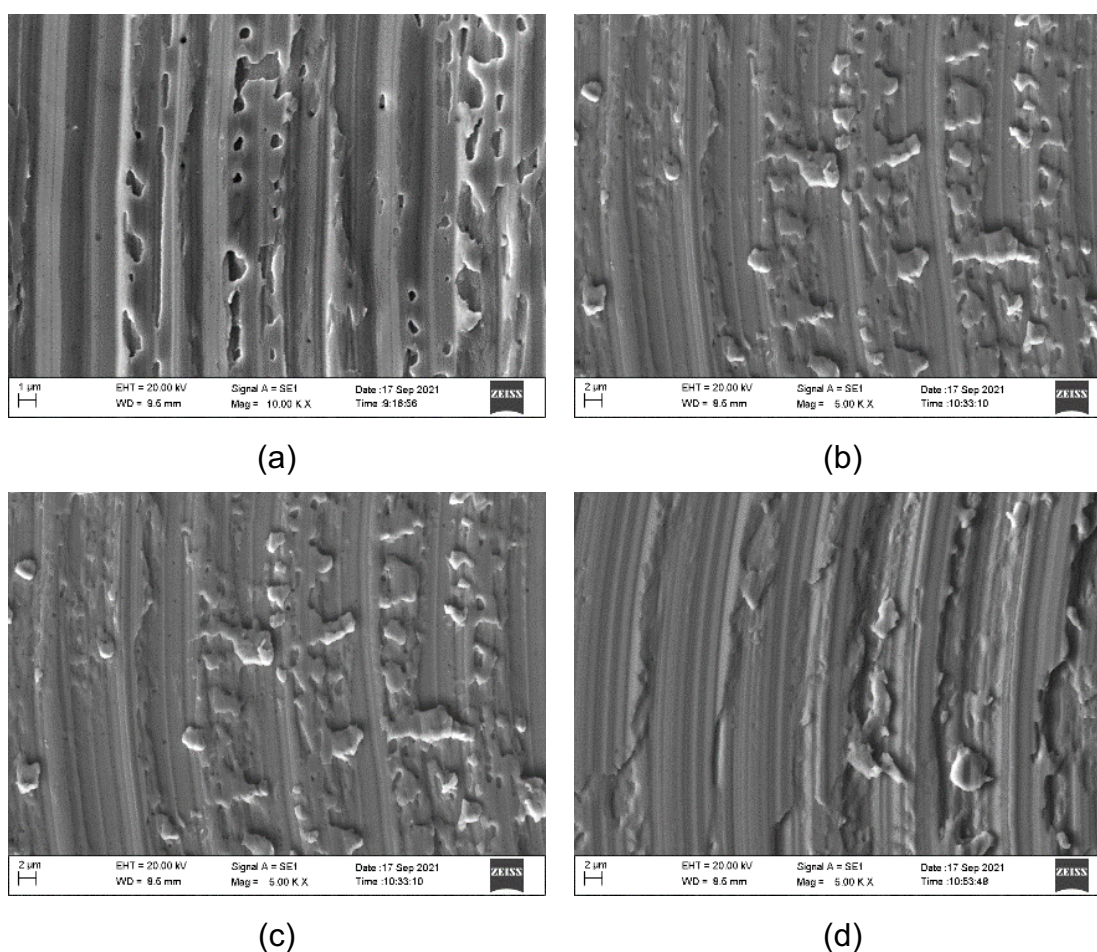


Figura 4.24 - Ampliação da superfície usinada para a amostra (a) linear, (b) *chessboard*, (c) contorno e (d) convencional para a condição de maior velocidade de corte.

Vogler et al. (2004) notaram a formação de rebarbas no interior do canal ao realizarem o microfresamento de materiais monofásico e bifásico com microfresas de 508  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Os autores perceberam que essa rebarba se formava ao longo do contorno de grão do material bifásico. O mesmo comportamento também foi observado por Mian (2011) durante o microfresamento do ABNT 1045. No presente trabalho essa relação não foi observada, sendo possível perceber que as rebarbas se formam ao longo das marcas de avanço da microferramenta, e estão relacionadas com a ocorrência do fluxo lateral, denominado de *side flow* no inglês, assim como observado por Wang et al. (2020b) ao realizarem o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. O *side flow*, ou fluxo lateral, consiste na deformação plástica de pequenas rebarbas que se formam ao longo das marcas de avanço na direção oposta a direção de avanço (KISHAWY; ELBESTAWI, 1999). Esse fenômeno ocorre devido a presença de uma alta pressão aplicada ao material deixado para trás na aresta secundária de corte, que faz com que esse material se deforme plasticamente para o lado (SHAW, 2005). E conforme observa-se nas Figuras 4.22 e 4.23, para a condição de maior



velocidade de corte e conseqüentemente de maior desgaste da microferramenta, a presença do fluxo lateral se tornou mais significativa. Isso acontece por nessa condição ocorrer maior geração de calor, assim, terá maior deformação do material, formando maiores rebarbas internas ao longo da marca de avanço (LIU et al., 2017).

Para a amostra *chessboard* ao microusinar o primeiro microcanal para a condição de maior velocidade de corte notou-se a presença de uma região com falta de fusão e a presença de partícula de óxido, conforme apresentado na Figura 4.25.

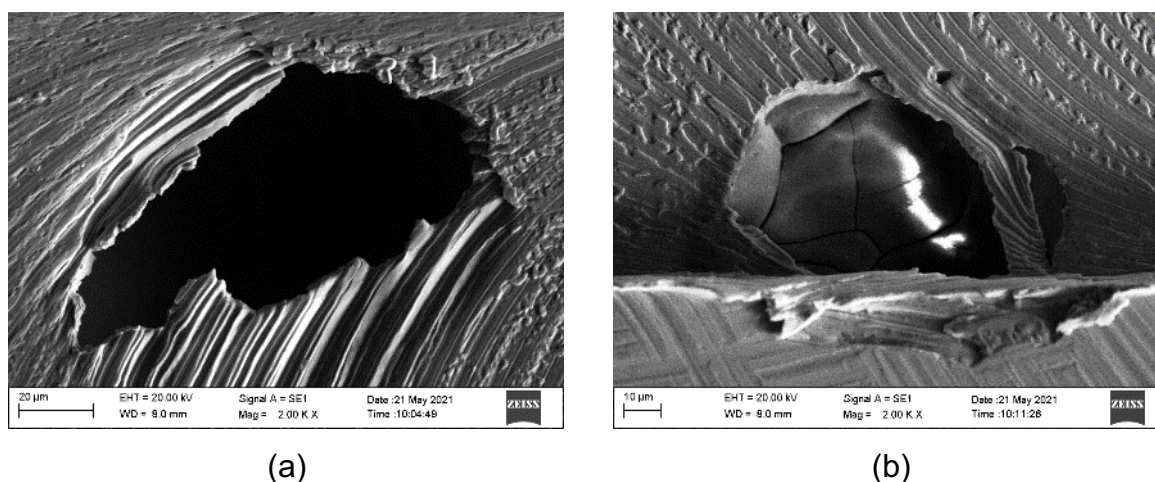


Figura 4.25 - Presença (a) de uma região com falta de fusão no início do canal e (b) de partículas de óxido no final do canal na amostra *chessboard*.

A presença da região com falta de fusão é causada pela utilização de energia insuficiente durante a fabricação da amostra pelo processo LDED (YUAN, 2019). A presença deste tipo de defeito irá influenciar nas propriedades da amostra obtida, limitando assim a sua aplicação (DU PLESSIS et al., 2020), já que possuem pouca resistência à tração (PACHECO et al., 2022).

A presença da inclusão de óxido consiste em um ponto de fragilização do material, sendo uma região frágil e quebradiça. A sua formação está associada a presença do oxigênio, devido a sua afinidade com os elementos presente na poça de fusão (Mn, Si e Cr). Portanto, para minimizar a presença dessas inclusões é necessário reajustar o fluxo do gás inerte durante a fabricação do material pelo processo LDED (SABOORI et al., 2019).

Para todas as outras amostras fabricadas pela manufatura aditiva notou-se a presença de pequenos poros, conforme mostrado na Figura 4.26, indicado pela seta laranja. Estes pequenos poros possuem formas esféricas e são formados pela presença de gases presos nas partículas de pó ou são provenientes do fluxo de gás inerte (KIM et al., 2018), quando se

utiliza grandes vazões, já que nesta condição o pó será injetado de forma desigual levando o gás a ficar aprisionado na poça fundida (BOSIO et al., 2018).

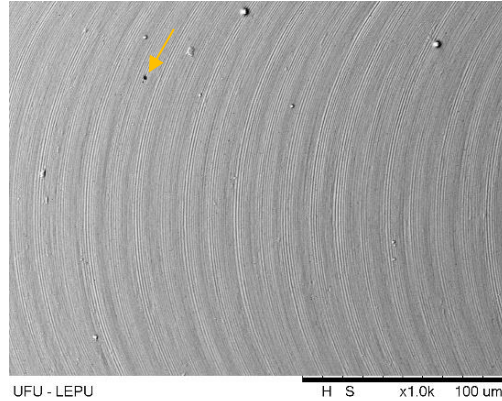


Figura 4.26 - Presença de poro na amostra contorno.

### 4.3 Análise das Rebarbas Formadas

Nas Figuras 4.27, 4.28, 4.29, 4.30 e 4.31 tem-se a altura das rebarbas discordante e concordante obtidas em função do comprimento de usinagem para cada amostra, na condição da menor e maior velocidade de corte, sendo o resultado mostrado a média do teste e da réplica.

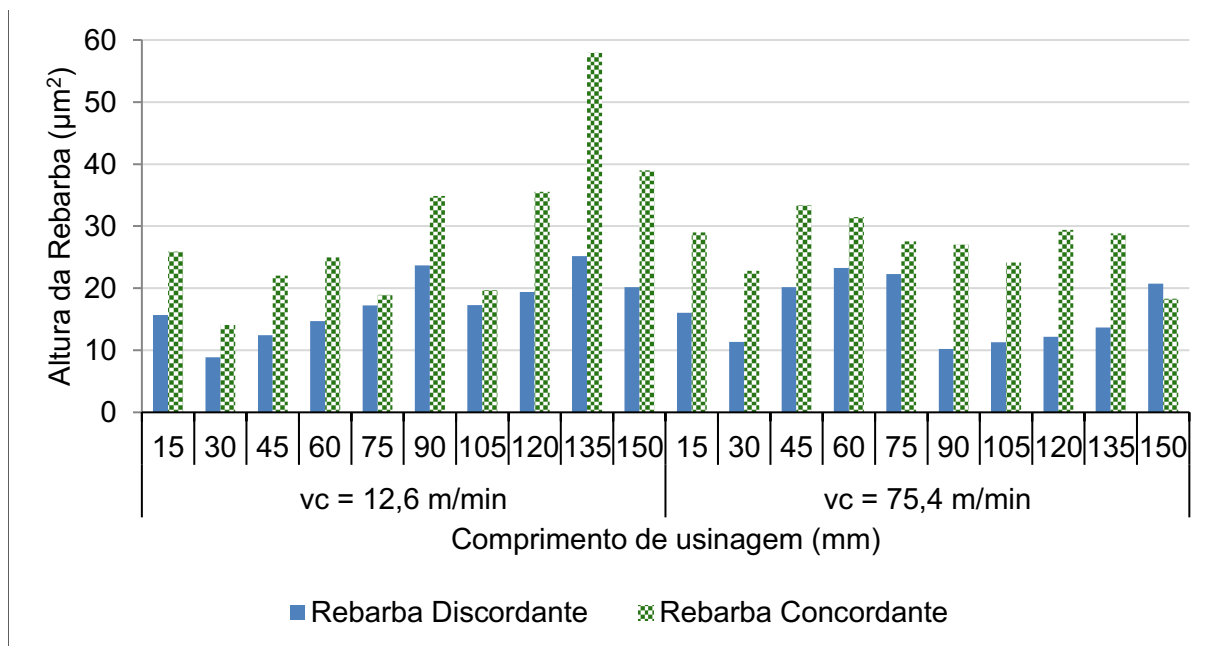


Figura 4.27 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra linear nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

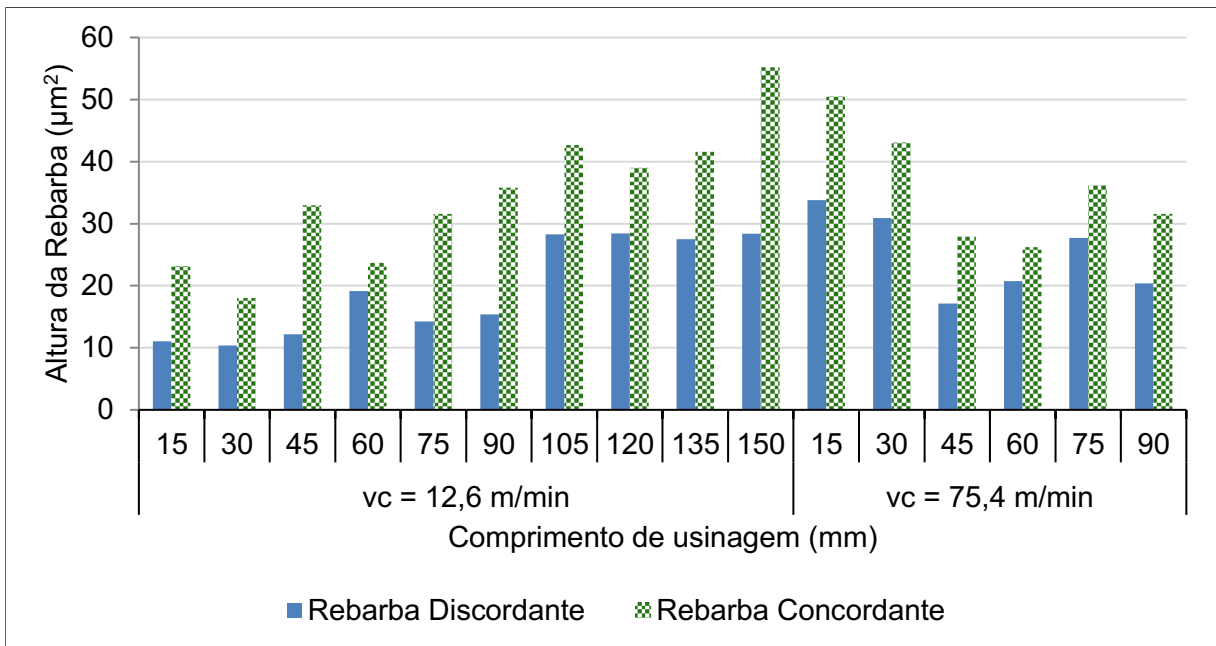


Figura 4.28 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra zig-zague nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

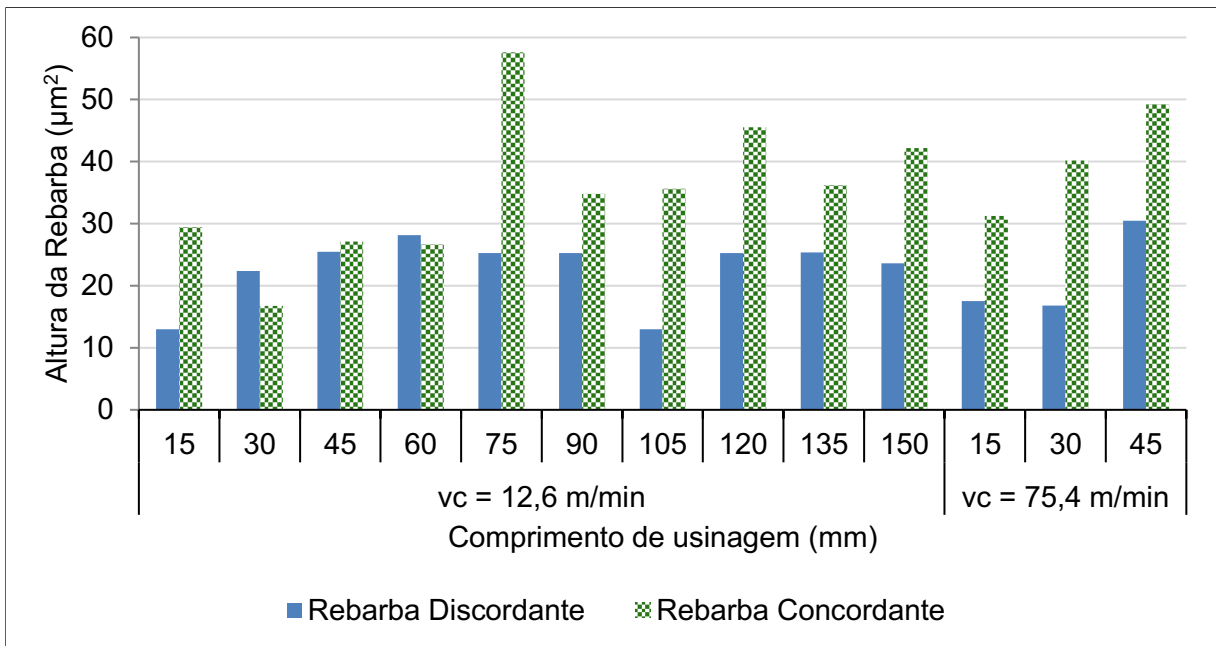


Figura 4.29 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a *chessboard* nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

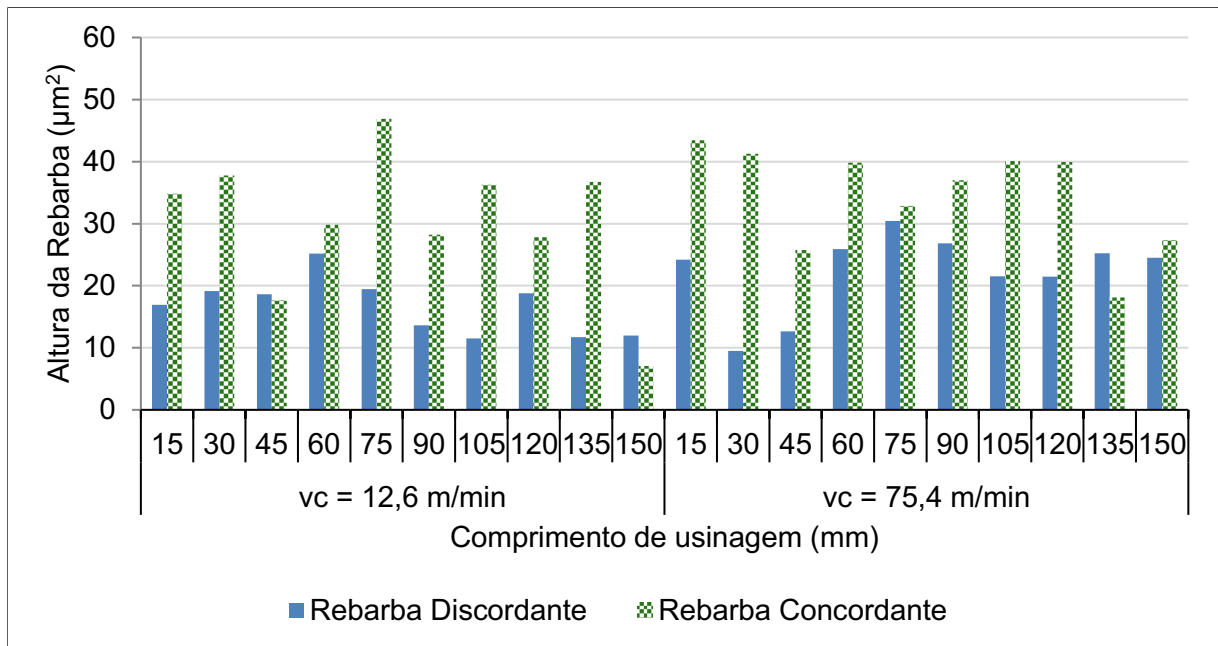


Figura 4.30 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra contorno nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

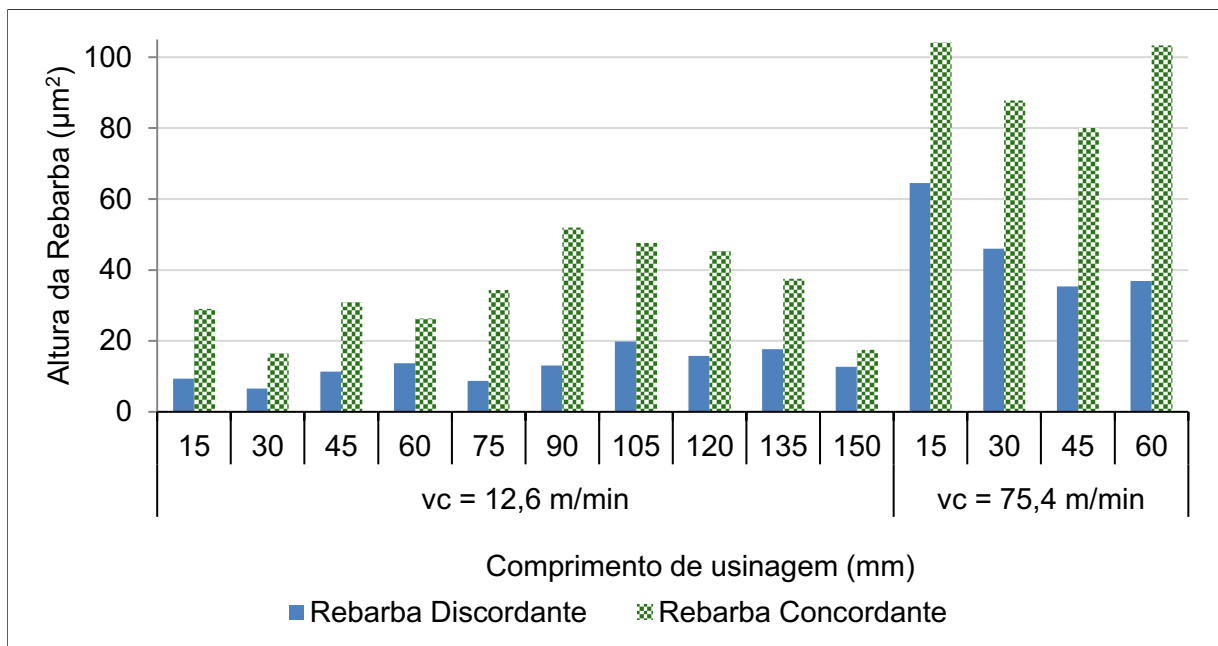


Figura 4.31 - Altura das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra convencional nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

Ao observar as Figura 4.27 a 4.31 pode-se notar, de maneira geral, que a altura das rebarbas concordantes são maiores para todas as condições analisadas, assim como concluído por Hajiahmadi (2019) e Gomes et al. (2020) ao realizarem o microfresamento do aço inoxidável 316L fabricado convencionalmente. Observa-se também que há uma tendência

de crescimento da altura da rebarba com o comprimento de usinagem, somente para a amostra *chessboard*, na condição de maior velocidade de corte. Para as demais condições não há uma tendência significativa do comportamento da altura da rebarba de aumentar ou reduzir, além de não apresentarem uma correlação com o comportamento do desgaste e da rugosidade superficial.

Outra observação interessante é sobre o tamanho das rebarbas formadas na amostra convencional na condição de maior velocidade de corte. Nesse caso, a altura da rebarba concordante para o comprimento de usinagem de 15 mm e 60 mm ultrapassa 100  $\mu\text{m}$ , sendo este valor aproximadamente 2,5 vezes maior que a profundidade de corte utilizada.

Pode-se notar que nas Figuras 4.27 a 4.31 que não foi apresentado o valor do desvio-padrão, isso ocorreu devido os seus valores serem grandes, já que há uma grande variabilidade na medição. Sendo assim, optou-se por também analisar a área das rebarbas discordante e concordante, para melhor avaliar o seu comportamento.

Nas Figuras 4.32, 4.33, 4.34, 4.35 e 4.36 tem-se o gráfico da área da rebarba discordante e concordante para o comprimento de usinagem inicial e final de cada amostra, na condição de menor e maior velocidade de corte. Os resultados mostrados representam a média dos valores obtidos no teste e na réplica, e o desvio-padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

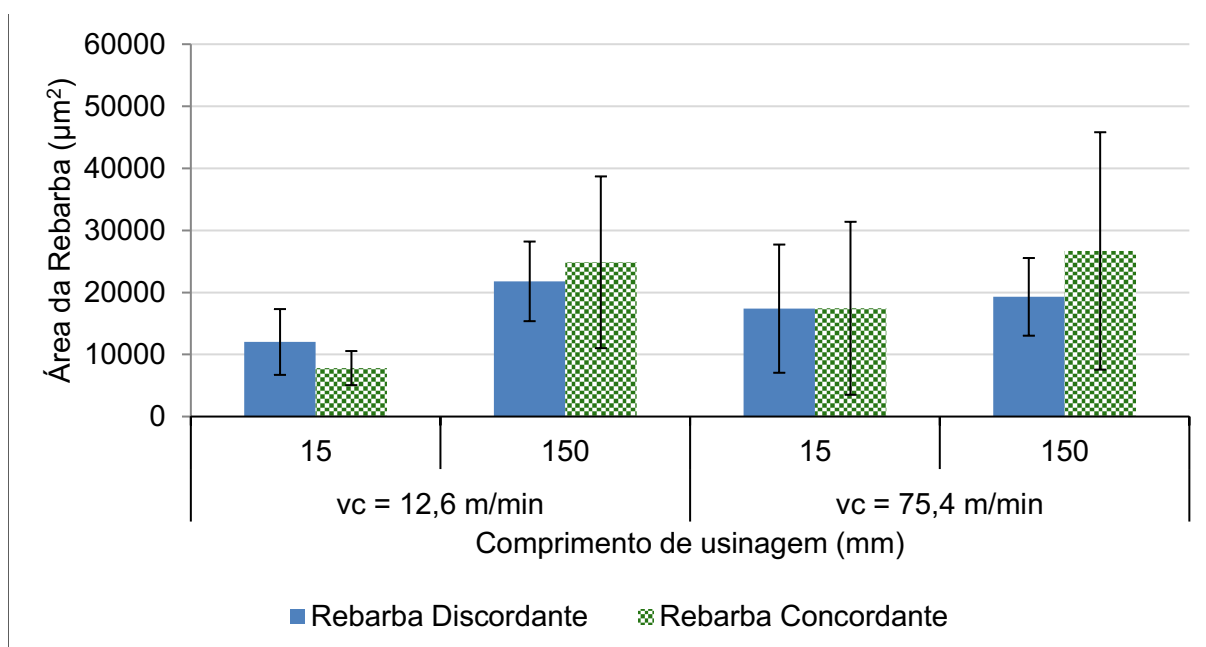


Figura 4.32 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra linear nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

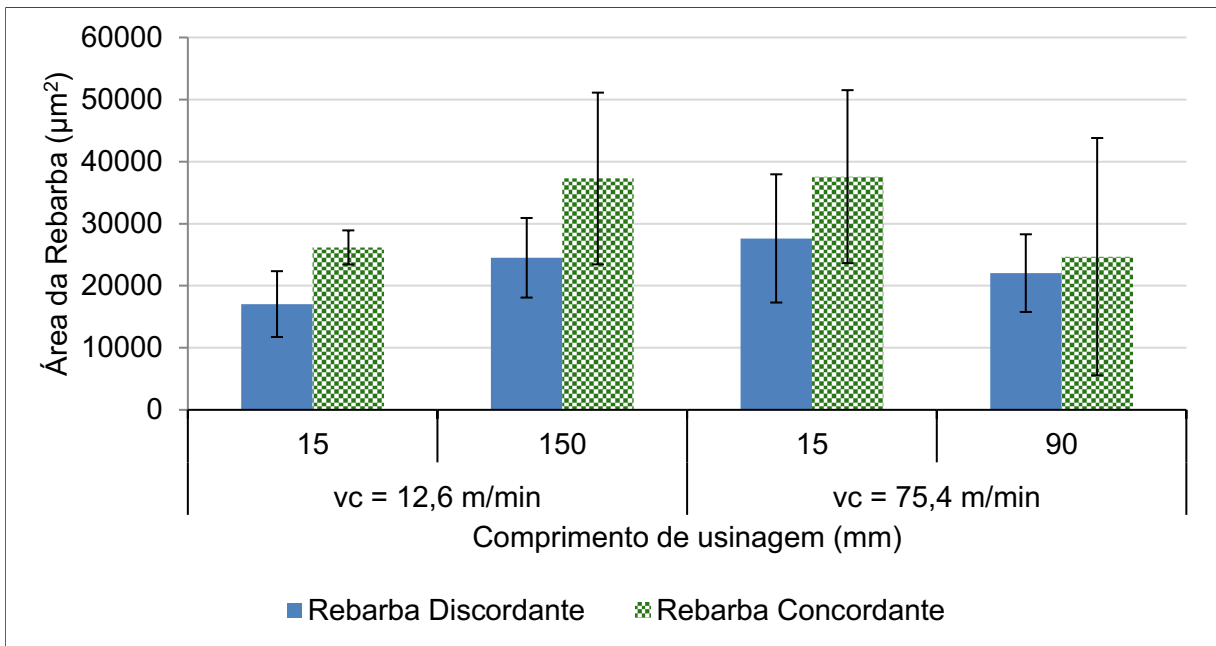


Figura 4.33 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra zig-zague nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

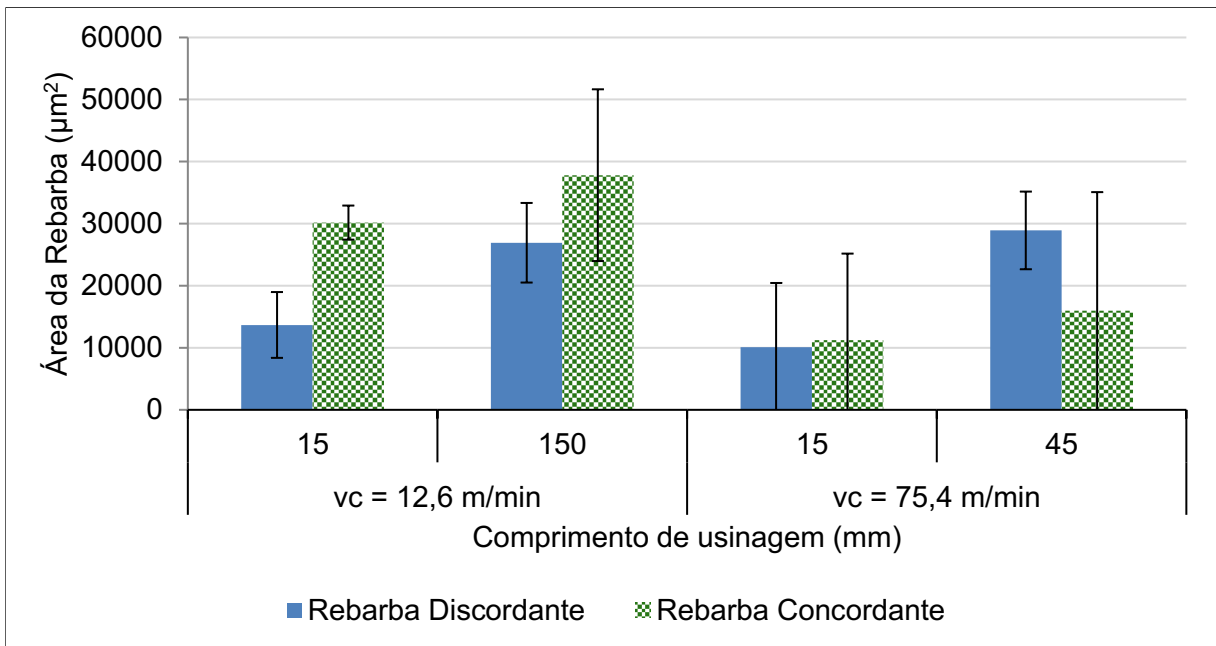


Figura 4.34 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra chessboard nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

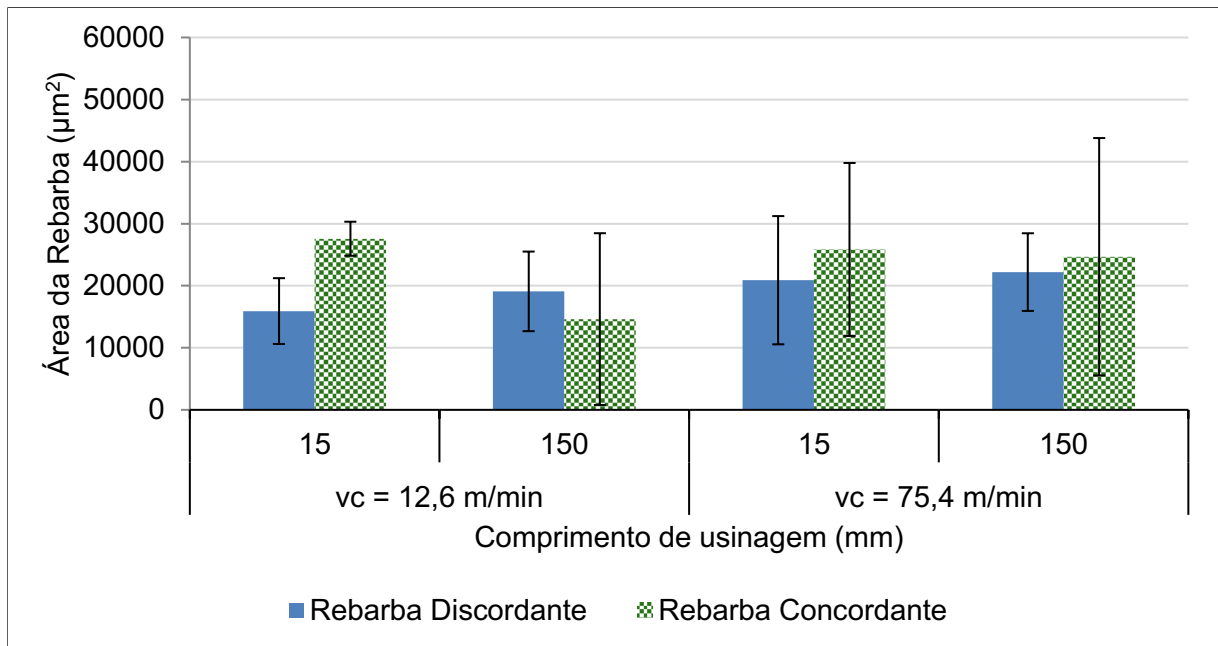


Figura 4.35 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra contorno nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

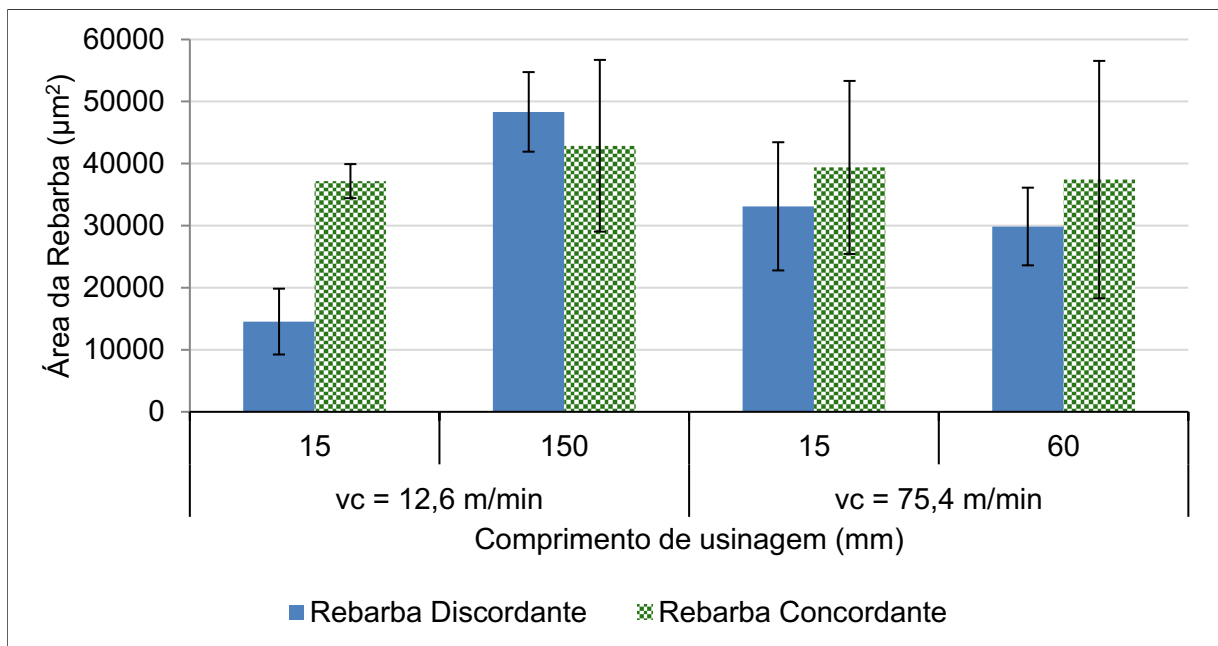


Figura 4.36 - Área das rebarbas discordante e concordante ao microusinar a amostra convencional nas velocidades de corte de 12,6 m/min (10 000 rpm) e 75,4 m/min (60 000 rpm).

Das Figuras 4.32 a 4.36 pode-se notar que a área das rebarbas, tanto do lado discordante quanto do lado concordante não sofrem influência da velocidade de corte. Para a amostra *chessboard*, diferentemente do que ocorreu com a altura da rebarba, a área da rebarba discordante foi maior que a concordante no último canal (comprimento de usinagem

de 45 mm). Para as demais condições o comportamento foi variado. Também pode-se observar que o desvio-padrão das medidas foram menores, indicando que a variabilidade obtida ao utilizar essa metodologia é menor. Então, para entender o comportamento apresentado e a influência de cada parâmetro na formação das rebarbas foi realizado uma análise de variância (ANOVA) a um nível de significância de 5 %, conforme apresentado na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Análise de variância da área da rebarba para os parâmetros variáveis.

<b>Fonte</b>	<b>F</b>	<b>Pr &gt;F</b>
<b>Amostra</b>	3,05	<b>0,024</b>
<b>Comprimento de usinagem</b>	2,46	0,122
<b>Velocidade de Corte</b>	0,01	0,909
<b>Lado (discordante e concordante)</b>	2,23	0,141
<b>Amostra*Comprimento de usinagem</b>	0,64	0,636
<b>Amostra*Velocidade de Corte</b>	0,62	0,650
<b>Amostra*Lado</b>	0,15	0,961
<b>Velocidade de Corte* Comprimento de usinagem</b>	1,55	0,219
<b>Velocidade de Corte*Lado</b>	0,40	0,531
<b>Comprimento de usinagem*Lado</b>	0,63	0,431

Pode-se observar na Tabela 4.3, para um nível de significância de 5 %, que somente a amostra possui influência estatística significativa na área da rebarba. Na Figura 4.37 tem-se o efeito deste parâmetro.

Na Figura 4.37 observa-se que a amostra convencional é a que apresenta os maiores valores de rebarba e a linear é a que possui os menores valores. Este comportamento está relacionado com a dureza dessas amostras. De acordo com Chern et al. (2007) a rebarba de topo, analisada neste trabalho, se forma quando o cavaco não é formado e todo o material a frente da microferramenta é empurrado e deformado plasticamente até ser fraturado, dando origem a este tipo de rebarba. Portanto, o material que apresenta menor dureza, que consiste no convencional, terá maior deformação, gerando realmente os maiores valores de rebarbas.



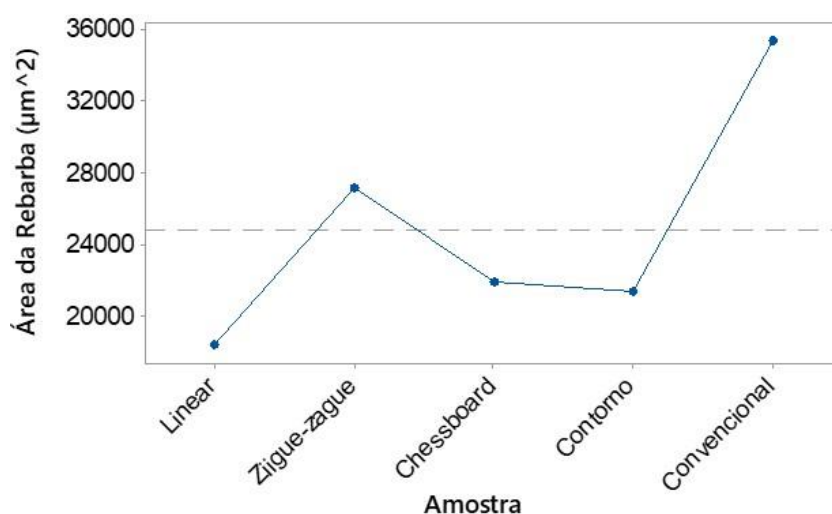


Figura 4.37 - Efeito da amostra na área da rebarba.

Hajiahmadi (2019), ao realizar o microfresamento do 316L fabricado convencionalmente, observou que o tamanho da rebarba aumenta para as maiores velocidades de corte. Neste trabalho esse fator não foi influente. De acordo com o autor quando tem-se um aumento na velocidade de corte, a temperatura de corte aumenta o que propicia a deformação plástica e a ductilidade do material resultando em um aumento do tamanho da rebarba. Enquanto, Khanghah et al. (2015), explica que ao elevar a velocidade de corte, e, conseqüentemente, a temperatura de corte, tem-se maior desgaste da microferramenta. E esse desgaste pode propiciar a ocorrência do fenômeno sulcamento e não resultar em um maior tamanho de rebarba.

A Tabela 4.3 mostra que o comprimento de usinagem não influenciou estatisticamente. Porém, ao observar as Figuras 4.32 a 4.36 percebe-se aumento da área da rebarba entre o primeiro microcanal e o último usinado para algumas condições, o que significa que à medida que a microferramenta se desgasta, tem-se um aumento na área da rebarba. De acordo com Filiz (2007) e Santos (2020), esse comportamento ocorre devido ao aumento do raio de ponta da microferramenta desgastada, o que causa maior atrito e compressão do material levando a formação de rebarbas maiores. De Oliveira et al. (2019) também observou essa relação do aumento da rebarba com o desgaste da microferramenta, no microfresamento do Inconel 718.

Por fim, o efeito do lado discordante e concordante no microfresamento também não apresentou influência estatisticamente significativa. Esperava-se que a rebarba do lado concordante fosse maior do que o discordante, pois este efeito é relatado em alguns trabalhos (BONAITI et al., 2017; OLIVEIRA CAMPOS et al., 2020).

A análise qualitativa também foi realizada com o objetivo de identificar as formas e tipos de rebarbas encontradas ao longo dos microcanaís usinados. As formas e os tipos encontrados foram semelhantes ao apresentado por Gomes et al. (2019), durante o

microfresamento do aço inoxidável 316L. Portanto, é importante ressaltar que não houve diferenças entre as formas e os tipos de rebarbas encontradas entre as amostras fabricadas por manufatura aditiva e destas para a convencional, tanto nos ensaios quanto nas réplicas.

Nas Figuras 4.38 e 4.39 tem-se as formas de rebarbas encontradas de acordo com a classificação de Lee e Dornfeld (2002), para a menor e a maior velocidade de corte.

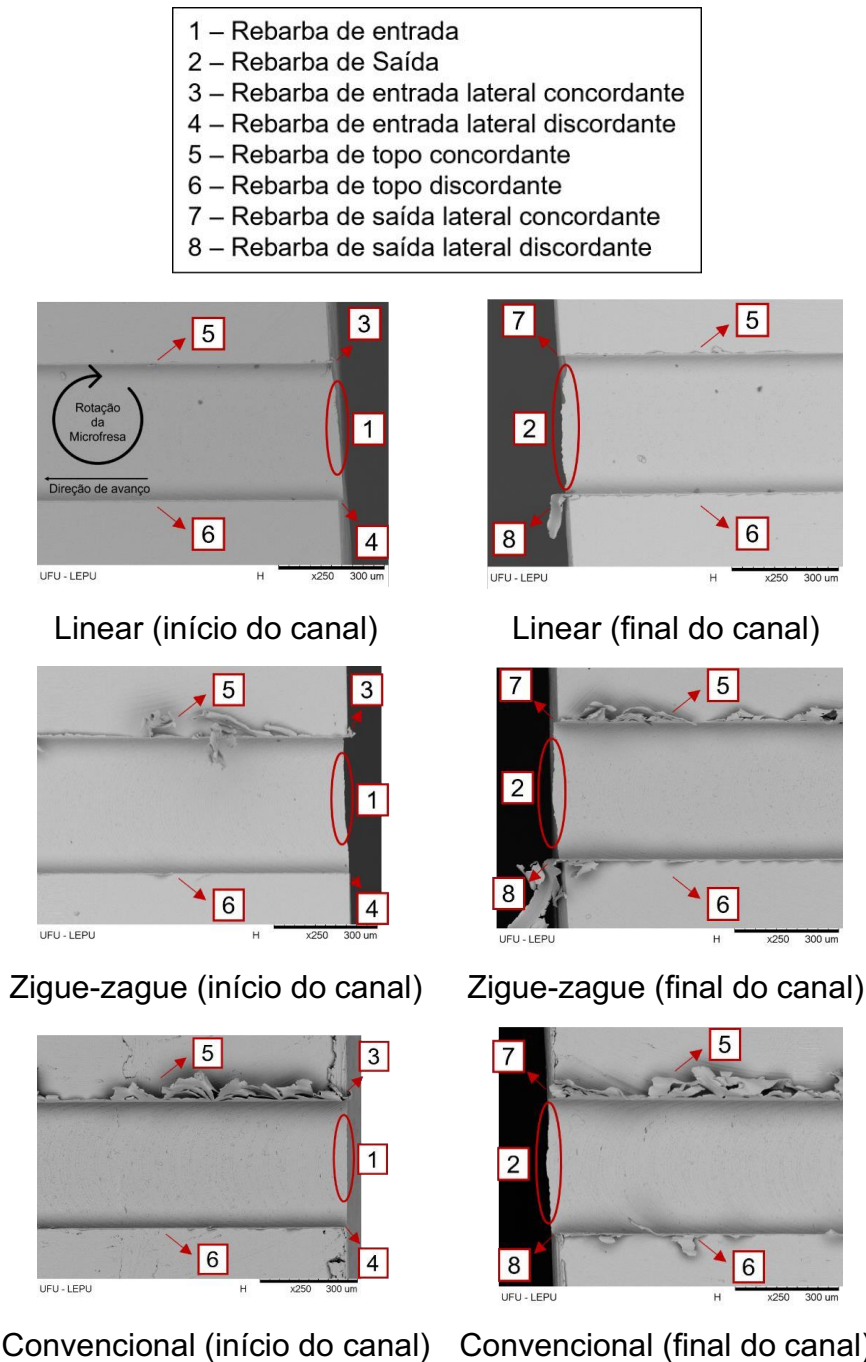


Figura 4.38 - Formas de rebarbas obtidas no primeiro microcanal para as amostras linear, zigue-zague e convencional na condição de menor velocidade de corte.

- |  |
|--|
| 1 – Rebarba de entrada                     |
| 2 – Rebarba de Saída                       |
| 3 – Rebarba de entrada lateral concordante |
| 4 – Rebarba de entrada lateral discordante |
| 5 – Rebarba de topo concordante            |
| 6 – Rebarba de topo discordante            |
| 7 – Rebarba de saída lateral concordante   |
| 8 – Rebarba de saída lateral discordante   |

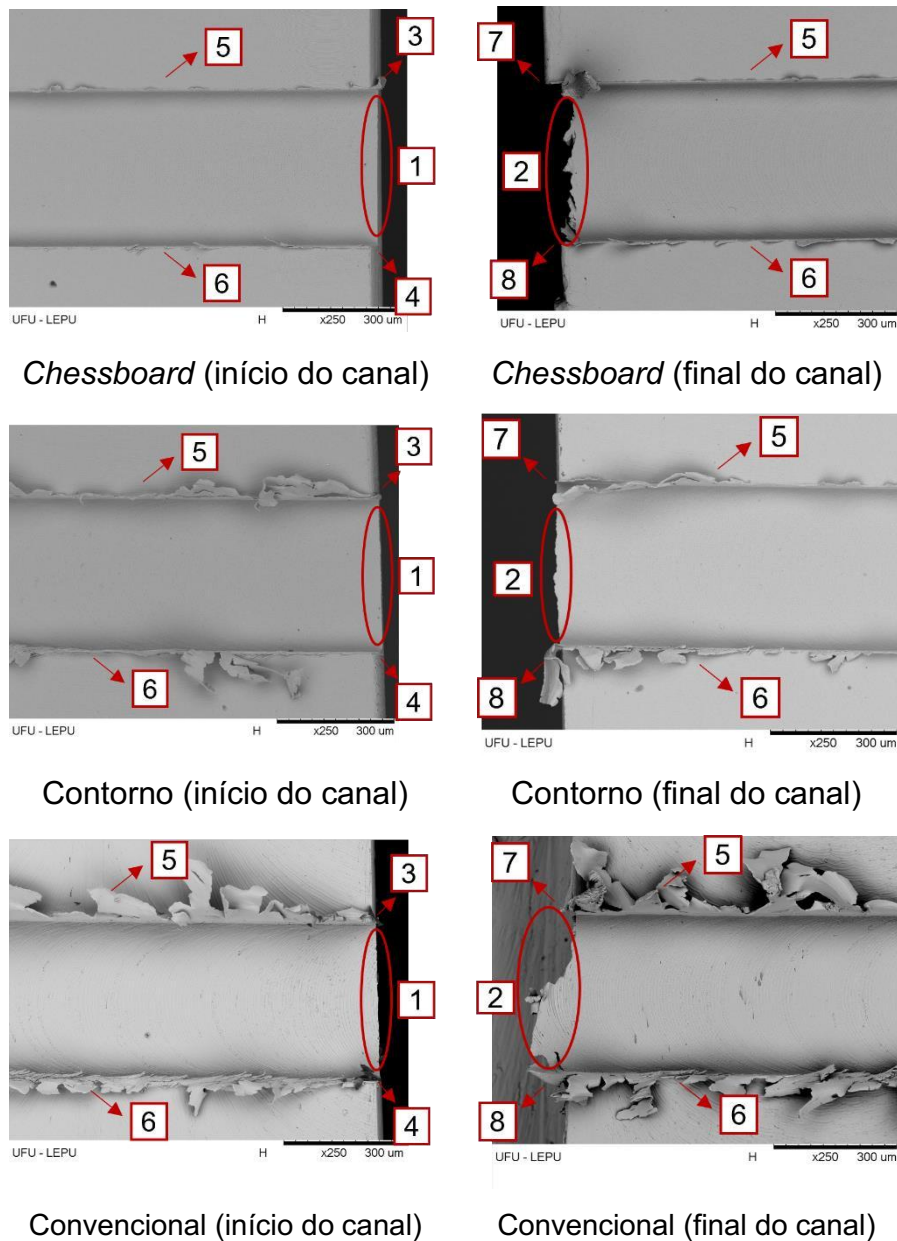


Figura 4.39 - Formas de rebarbas obtidas no primeiro microcanal para as amostras *chessboard*, *contorno* e *convencional* na condição de maior velocidade de corte.

Nas Figuras 4.38 e 4.39 observa-se as rebarbas de entrada e saída, rebarbas de entrada e saída lateral discordante e concordante e as rebarbas de topo discordante e concordante. Conforme pode-se notar as maiores rebarbas são as de topo e as laterais, por

isso elas foram escolhidas para a medição da área da rebarba. É importante ressaltar que essas formas foram encontradas em todas as condições analisadas, porém, nas Figuras 4.38 e 4.39 tem-se apresentado as formas das rebarbas somente para algumas amostras.

Outra forma de rebarba encontrada foi a rebarba inferior (KISWANTO et al., 2014). Esta forma esteve presente em todos os últimos microcanais usinados, para todas as condições de corte, sempre no lado discordante, apresentando pequenas dimensões. O seu tamanho foi maior para as amostras convencional e *chessboard*, na condição de maior velocidade de corte, conforme pode-se observar na Figura 4.40, apresentando relação com o desgaste das microferramentas, já que o desgaste da ferramenta para essas duas amostras foram os maiores obtidos, conforme analisado na seção 4.1.

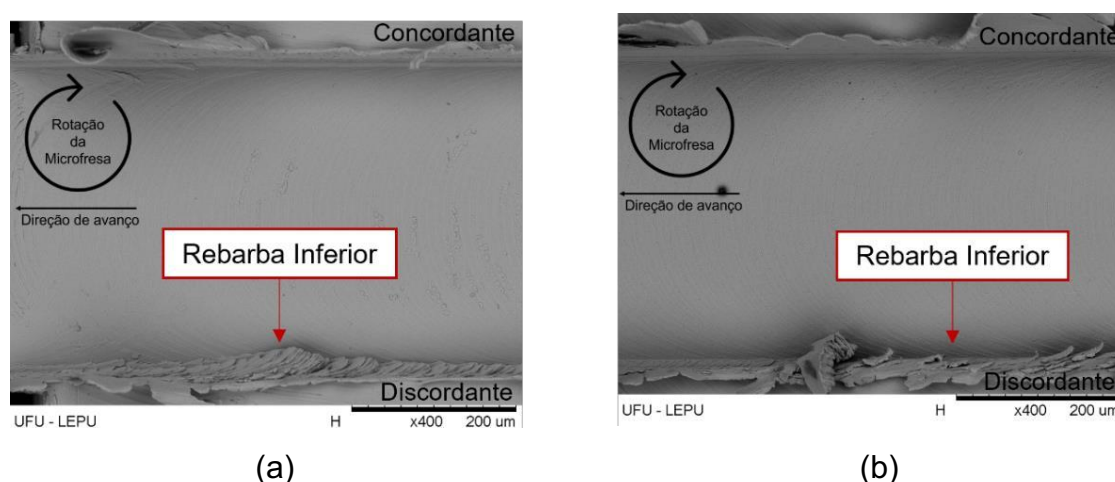


Figura 4.40 - Rebarba inferior formada último microcanal usinado na amostra (a) convencional e (b) *chessboard* para a condição de maior velocidade de corte.

De acordo com a classificação de Chern et al. (2007), os tipos de rebarbas obtidas nas condições analisadas foram tipo primária e tipo pena, conforme mostrado na Figura 4.41. A do tipo primária esteve presente em todas as condições, tanto no lado discordante como no concordante. A do tipo pena foi encontrada nas amostras convencional e linear, no lado discordante, para a condição de maior velocidade de corte e na amostra linear, em ambos os lados (discordante e concordante) na condição de menor velocidade de corte. A rebarba do tipo pena se forma quando há grande quantidade de deformação plástica na formação do cavaco, então, nesse caso, o material que está a frente da ferramenta é empurrado e se deforma até atingir a fratura, formando assim a rebarba do tipo primária, quando há nova fratura da rebarba primária, tem-se a rebarba do tipo pena (CHERN et al., 2007).

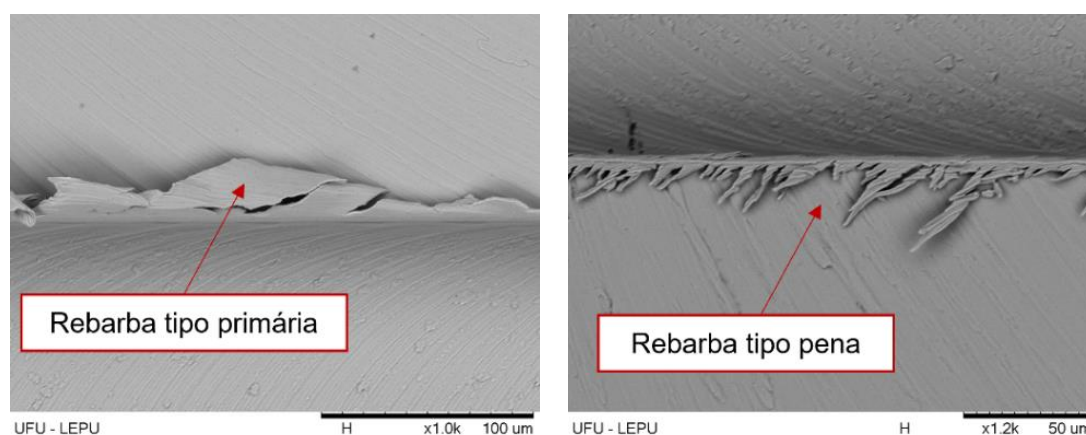


Figura 4.41 - Tipos de rebarbas de acordo com a classificação de Chern et al. (2007).

#### 4.4 Análises da Força de Corte

Esta seção analisa as forças de corte obtidas durante a realização dos ensaios. São apresentados os sinais brutos adquiridos com os dinamômetros 9265B e 9256C2 (minidinamômetro), assim como os sinais tratados para reduzir o ruído.

##### 4.4.1 Tratamento das Forças Adquiridas com os Dinamômetros 9265B e 9256C2

Conforme especificado na seção 3.5, a força de usinagem da componente x foi adquirida utilizando os dinamômetros 9265B e 9256C2. Esses equipamentos possuem diferentes características, por exemplo, a sensibilidade do dinamômetro 9265B corresponde a 8 pC/N e a do 9256C2 a 26 pC/N. A frequência natural do dinamômetro 9265B é igual a 1700 Hz e a do 9256C2 é igual a 4000 Hz (KISTLER, 2022a; KISTLER, 2022b). Assim, será necessário aplicar tratamento nos dois sinais adquiridos, para que sejam semelhantes.

Todos os sinais brutos adquiridos possuem comportamento como apresentado na Figura 4.42. A região 1 corresponde ao sinal obtido ao iniciar a aquisição no *software* e a região 2 ao momento que o amplificador é ligado. Na região 3 tem-se o deslocamento da microferramenta. Portanto, nessas três primeiras regiões ainda não há corte, e o sinal adquirido pode ser proveniente de ruído elétrico ou vibração da máquina-ferramenta (OLIVEIRA CAMPOS, 2018). A próxima região corresponde ao corte, região em que ocorre o microfresamento. Por fim, tem-se a região 4 que corresponde ao deslocamento da microferramenta após a realização do corte.

Da Figura 4.42 observar-se que as regiões que não correspondem ao corte estão facilmente identificadas ao utilizar o dinamômetro 9265B, diferente do que ocorre com o sinal

adquirido com o 9256C2. Esse comportamento é consequência das características de cada equipamento.

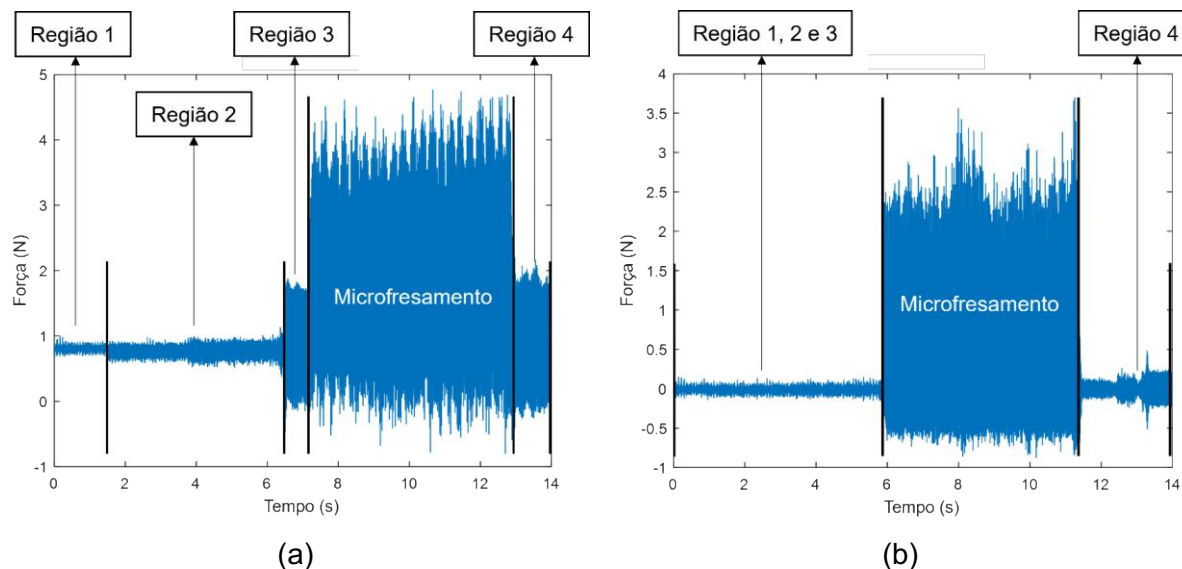


Figura 4.42 - Sinal da força da componente x adquirida para a amostra convencional com o (a) dinamômetro 9265B e com (b) o 9256C2.

Para as análises da força de corte foi considerado somente a região do sinal relacionada ao microfresamento, as regiões 1, 2, 3 e 4 foram desconsideradas. Portanto, a primeira etapa do tratamento dos sinais consistiu em cortar o sinal bruto na região do corte. Após, esse sinal foi analisado no domínio da frequência utilizando a Transformada Rápida de Fourier (fast Fourier transform - FFT).

Da análise da frequência foi determinado que todos os sinais adquiridos seriam filtrados com filtro passa-baixa de 1000 Hz. Essa frequência foi definida para garantir a presença de 3 vezes a frequência de passagem do dente. Como a rotação utilizada é de 10 000 rpm, a frequência de rotação corresponde a aproximadamente 167 Hz, assim a frequência de passagem do dente é igual a 333 Hz, portanto, o valor correspondente a 3 vezes a frequência de passagem do dente é igual a 999 Hz. É importante ressaltar que foi mantido no sinal 3 vezes a frequência de passagem do dente, para garantir a presença de 2 vezes a frequência de passagem do dente, já que seu comportamento possui correlação com o desgaste da microferramenta e com a rugosidade superficial. Esse resultado foi obtido em estudo paralelo e o artigo que apresenta esta análise está em processo de submissão. Além disso, para os sinais adquiridos pelo dinamômetro 9265B foi necessário remover um nível DC do sinal bruto, para que não houvesse diferenças estatísticas entre os valores da força de corte (média dos picos da força de usinagem adquirida na direção x) adquiridas por esse

dinamômetro e pelo 9256C2 para microcanais fabricados na mesma superfície preparada das amostras.

Na figura 4.43 tem-se o sinal bruto e o sinal tratado obtido com o dinamômetro 9265B e com o 9256C2. Nesse sinal observar-se seis picos, como a microferramenta possui duas arestas de corte, tem-se representado 3 rotações completas.

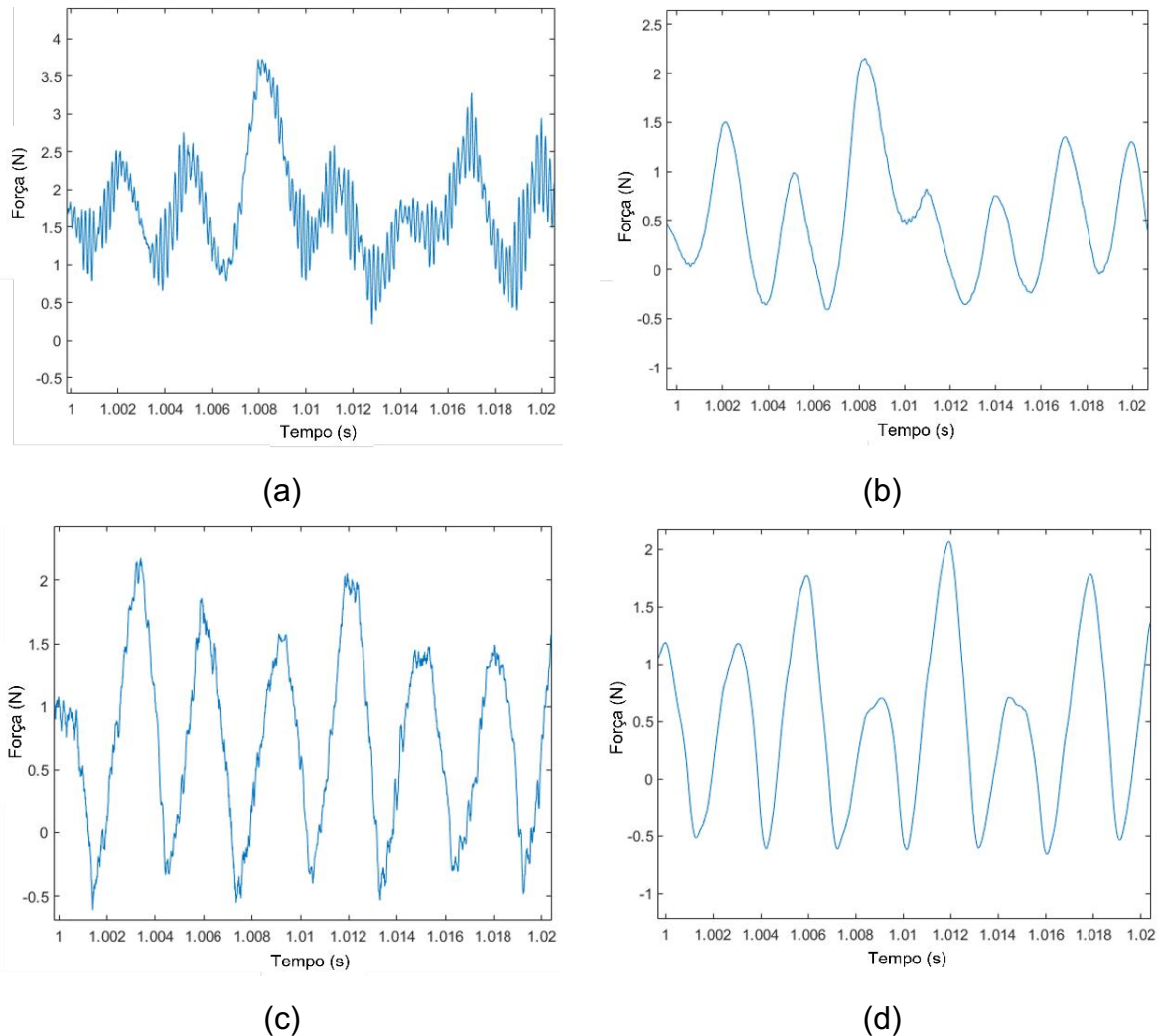


Figura 4.43 - Sinal da força (a) bruto e (b) tratado obtido com o dinamômetro 9265B e sinal (c) bruto e (d) tratado obtido com o 9256C2 (minidinamômetro).

Na Figura 4.44 tem-se apresentado os valores obtidos da média da força de cada pico (que corresponde a força de corte -  $F_c$ ) para a amostra *chessboard*, contorno e convencional com os seus respectivos desvios-padrão. Ao observar essa figura nota-se que não há diferenças estatísticas entre os sinais adquiridos pelos dinamômetros 9265B e 9256C2 após o tratamento dos sinais, já que o desvio-padrão associado a cada medida coincidem.

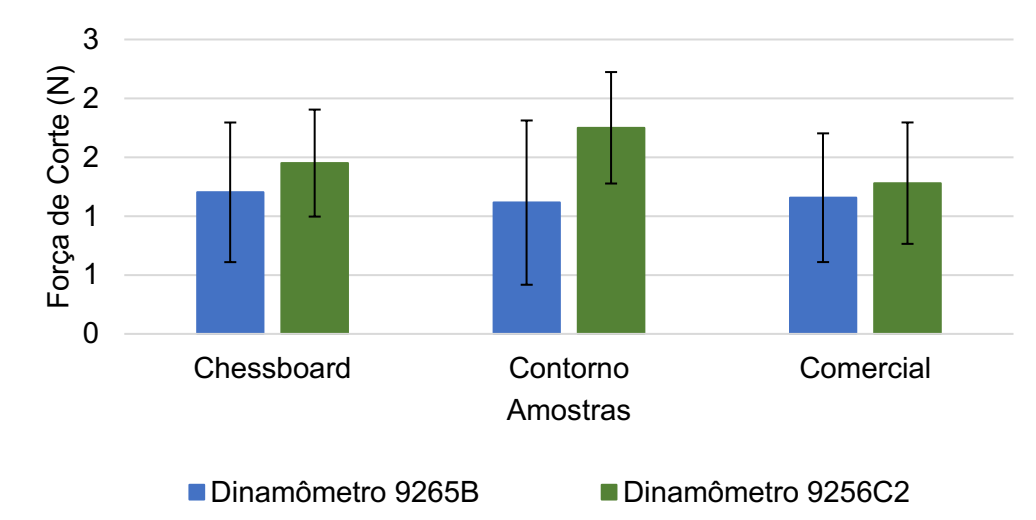


Figura 4.44 - Força de corte adquirida com os dinamômetros 9265B e 9266C2 (minidinamômetro).

#### 4.4.2 Análise das Forças de Corte Adquiridas

Nesta seção será avaliado a influência das diferentes amostras e do comprimento de usinagem na média das forças de corte. Na Figura 4.45 tem-se apresentado a força de corte em função do comprimento usinado para cada amostra na condição da menor velocidade, já que a aquisição da força na direção x foi realizada somente nessa condição, conforme explicado na seção 3.4.2. Os resultados representam a média dos valores obtidos no teste e na réplica, com o desvio-padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

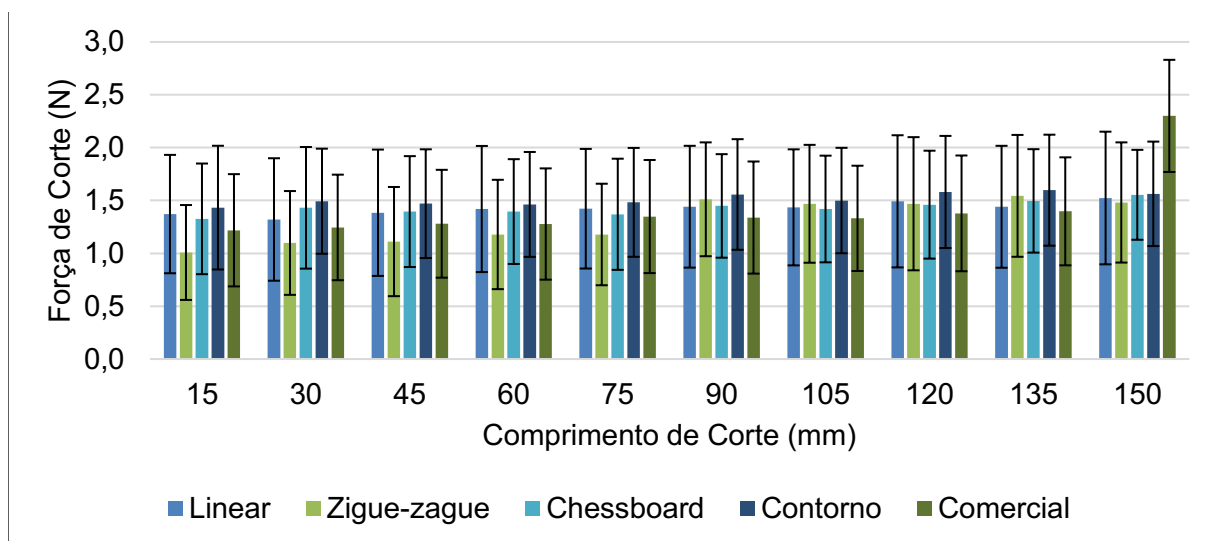


Figura 4.45 - Força de corte obtida em cada microcanal (comprimento de usinagem) para cada amostra analisada.



Observa-se na Figura 4.45 uma tendência de aumento da força de corte com o comprimento de usinagem. Isso ocorre devido ao desgaste da microferramenta aumentar a cada microcanal usinado. Também nota-se que o desvio-padrão da força de corte para todas as amostras se coincidem, demonstrando que não há diferenças estatísticas entre os valores obtidos. Portanto, para verificar esses resultados uma análise de variância (ANOVA) foi realizada a um nível de significância de 5 %, conforme apresentado na Tabela 4.4. Ao observar os resultados obtidos na ANOVA, conclui-se, que a amostra e o comprimento de usinagem não possuem influência estatística significativa na força de corte.

Tabela 4.4 - Análise de variância da força de corte.

<b>Fonte</b>	<b>F</b>	<b>Pr &gt;F</b>
<b>Amostra</b>	1,47	0.225
<b>Comprimento de usinagem</b>	1,92	0.070
<b>Amostra*Comprimento de usinagem</b>	0,54	0.971

Assim como obtido neste trabalho, Gonçalves (2022) também não obteve diferenças entre as forças de corte ao realizar o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V fabricada por fusão seletiva a laser (SLM) e a convencional. Ao contrário do encontrado por Oliveira Campos et al. (2020) e Hojati et al. (2020), que também compararam o microfresamento da liga Ti-6Al-4V fabricada por fusão seletiva a laser (SLM) e fusão por feixe de elétrons (EBM), respectivamente, com a mesma liga fabricada convencionalmente. Os autores observaram que a força de corte foi maior para as amostras fabricadas convencionalmente, mesmo essa apresentando menor dureza.

#### 4.4.3 Influência do Avanço por Dente na Força de Corte

Nesta seção será apresentado a influência do avanço por dente na força de corte, que consiste na segunda etapa dos experimentos, conforme especificado na seção 3.4.2. Para isso foi realizada uma extrapolação linear com os resultados obtidos, que também permitiu estimar a força de sulcamento. Além disso, será analisado a variação da pressão específica de corte, obtida para cada condição de avanço por dente. Para complementar as análises, nas seções seguintes será apresentado a qualidade superficial e a formação de rebarbas nos microcanais fabricados com avanço por dente de 0,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ .

Na Figura 4.46 tem-se a extrapolação linear obtida para a força de corte em função do avanço por dente para a amostra de contorno e a convencional. Também tem-se apresentado a curva de ajuste e o fator de correlação, que possui um alto valor para cada curva. Os

resultados consistem na força de corte média com o desvio-padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

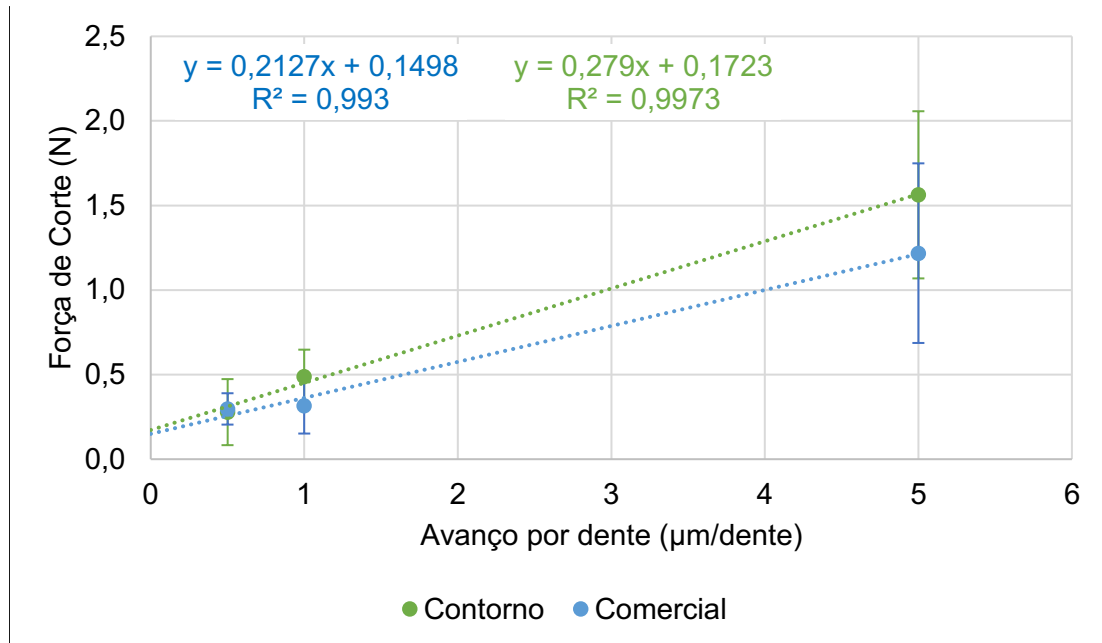


Figura 4.46 - Força de corte em função do avanço por dente para a amostra de contorno e a convencional.

Ao analisar a Figura 4.46, observa-se que tanto para a amostra convencional, quanto para a de contorno, os valores da força de corte aumentam com o avanço por dente. O aumento do avanço por dente, aumenta a área do cavaco removido, já que de acordo com Koenigsberger e Sabberwal (1961), a área do cavaco consiste no produto do avanço por dente ( $f_z$ ) pela largura de corte ( $ap$ ). Resultado semelhante foi também obtido por Bonaiti et al. (2017) ao realizarem o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V fabricada pelo processo forma final obtida com laser (LENS).

Ainda nota-se na Figura 4.46, que não há diferenças estatísticas entre as forças obtidas para a amostra de contorno e a convencional, para os três valores de avanço por dente analisados (0,5 µm/dente, 1 µm/dente e 5 µm/dente). De acordo com Shunmugavel et al. (2016) e Oliveira Campos et al. (2020), o resultado esperado seria obter maior força de corte para a amostra fabricada por manufatura aditiva, já que essa amostra apresenta maior dureza. Porém, conforme apresentado na seção 3.1, a dureza da amostra de contorno e convencional possuem valores próximos, o que pode justificar o resultado obtido.

Além das forças de usinagem, no microfresamento destaca-se a força de sulcamento. Essa é uma força de riscamento e deformação elástica, que age no raio de aresta da

microferramenta, sendo responsável pelo aumento significativo da energia específica de corte nos processos de microusinagem (BOOTHROYD, 1989). Segundo Da Silva (1998), a força de sulcamento pode ser estimada por meio da extrapolação linear considerando o avanço por dente igual a zero. Sendo assim, ao observar a Figura 4.46, tem-se que a força de sulcamento associada ao microfresamento da amostra de contorno e da convencional são respectivamente iguais a 0,1723 N e 0,1498 N. Desse resultado, percebe-se que a força de sulcamento da amostra de contorno é ligeiramente maior do que a da amostra convencional. Isso indica que há uma maior deformação elástica ao realizar o microfresamento da amostra fabricada pela manufatura aditiva (contorno), demonstrado que esse material possui menor usinabilidade, conforme observado por Hung e Corliss (2019). Esse pequeno aumento na força de sulcamento para a amostra de contorno, ocorre porque tem uma dureza ligeiramente superior à da amostra convencional, portanto, será necessária uma maior força para iniciar a usinagem, já que esse material irá oferecer maior resistência ao corte.

A pressão específica de corte foi calculada pela razão da força média dos picos dos sinais coletados, já que o pico dos sinais da componente  $F_x$  corresponde ao maior valor da força de corte quando a espessura atinge seu valor máximo, e área da seção de corte, que é dada pelo produto do avanço por dente ( $f_z$ ) e a profundidade de corte ( $a_p$ ). Os resultados são apresentados na Figura 4.47.

Conforme pode-se observar, Figura 4.47, a pressão específica de corte aumenta consideravelmente para o menor valor de avanço por dente para ambas as amostras, como esperado, já que nessa condição, por a espessura de corte ser menor que o raio de aresta da microferramenta, estimado em  $(1,1 \pm 0,1) \mu\text{m}$  na seção 3.2, o efeito escala será predominante, porque a espessura de corte será menor que a mínima. Esse comportamento está ainda mais evidente na amostra convencional, nesse caso, devido a sua menor dureza em comparação com a amostra de contorno. Entretanto, para o maior avanço por dente, a pressão específica reduz, pois nessa condição a espessura de corte será maior que o raio de aresta da microferramenta, e o efeito escala não estará dominante (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009; ASLANTAS et al., 2016). Ainda observa-se que para os maiores avanços, a pressão específica de corte é maior para a amostra de contorno. Isso significa que será necessário maior energia para usinar esse material em comparação com o convencional, confirmando que a usinabilidade da amostra de contorno é menor, nessa condição (HUNG; CORLISS, 2019).

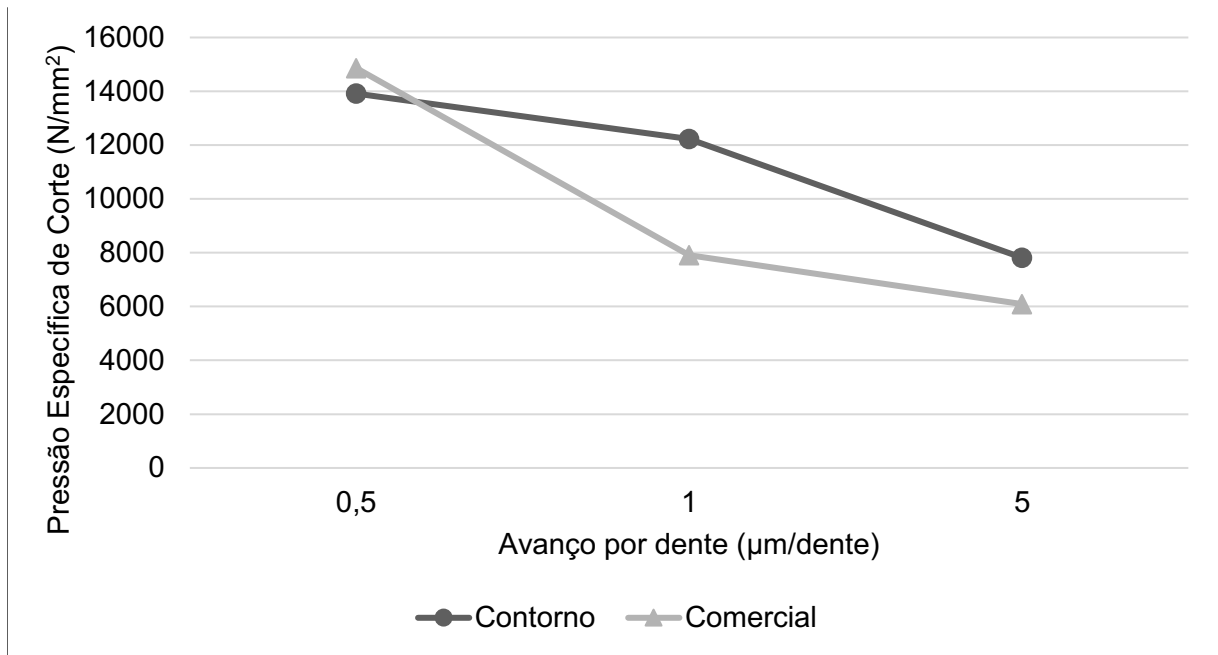


Figura 4.47 - Pressão específica de corte para cada avanço por dente.

#### 4.4.3.1 Qualidade Superficial

A Figura 4.48 apresenta os valores da rugosidade superficial para o microfresamento da amostra de contorno e convencional em função do avanço por dente. Os resultados representam a média dos valores da rugosidade Ra obtidas no teste e na réplica, com o desvio-padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

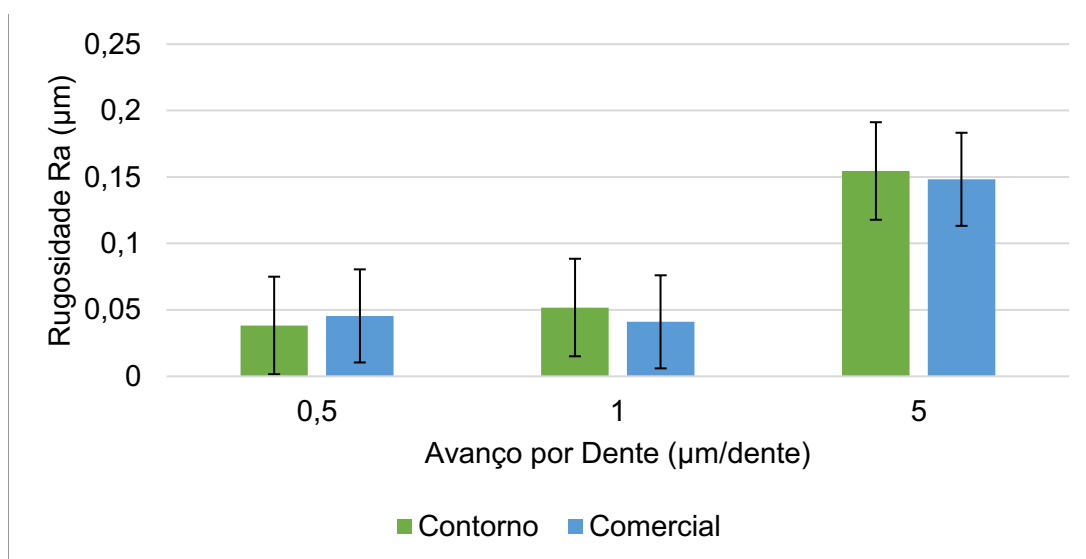


Figura 4.48 - Rugosidade Ra em função do avanço por dente para a amostra contorno e convencional.

Ao observar a Figura 4.48, percebe-se altos valores do desvio-padrão para a rugosidade Ra obtida, sendo seus valores coincidentes para ambas as amostras analisadas e para o avanço por dente de 0,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$ . Entretanto, os seus valores se diferenciam do avanço por dente de 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$  para 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , continuando coincidentes para as amostras analisadas. Esses resultados indicam que não há diferenças estatísticas entre a rugosidade obtida para a amostra de contorno e convencional. E que a rugosidade aumenta com o avanço por dente. Portanto, para verificar essas análises uma análise de variância foi realizada a um nível de significância de 5 %, conforme mostrado na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 - Análise de variância da rugosidade.

Fonte	F	Pr >F
<b>Amostra</b>	0,16	0.697
<b>Avanço por Dente</b>	76,96	<b>0.000</b>
<b>Amostra*Avanço por Dente</b>	0,37	0.707

Da Tabela 4.5 pode-se notar, para um nível de significância de 5 %, que não há diferenças estatísticas entre a amostra de contorno e a convencional, conforme observado. Além disso, o único parâmetro que influencia na rugosidade é o avanço por dente. Na Figura 4.49, tem-se apresentado o seu efeito na qualidade superficial, e como já notado, o valor da rugosidade aumenta para maiores valores de avanço por dente, conforme ocorre no fresamento convencional.

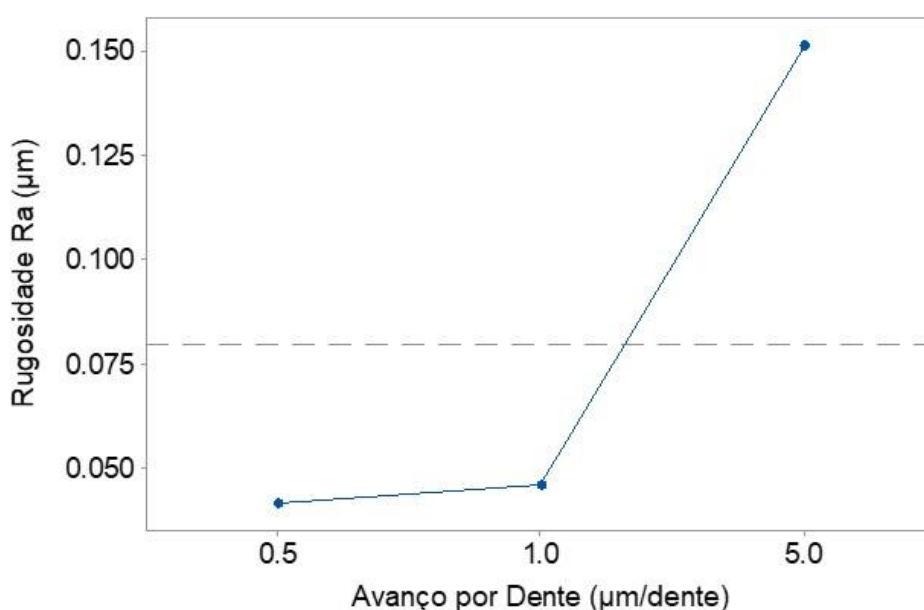


Figura 4.49 - Efeito do avanço por dente na rugosidade Ra.

Imagens das superfícies usinadas da amostra de contorno para cada avanço por dente são mostradas na Figura 4.50.

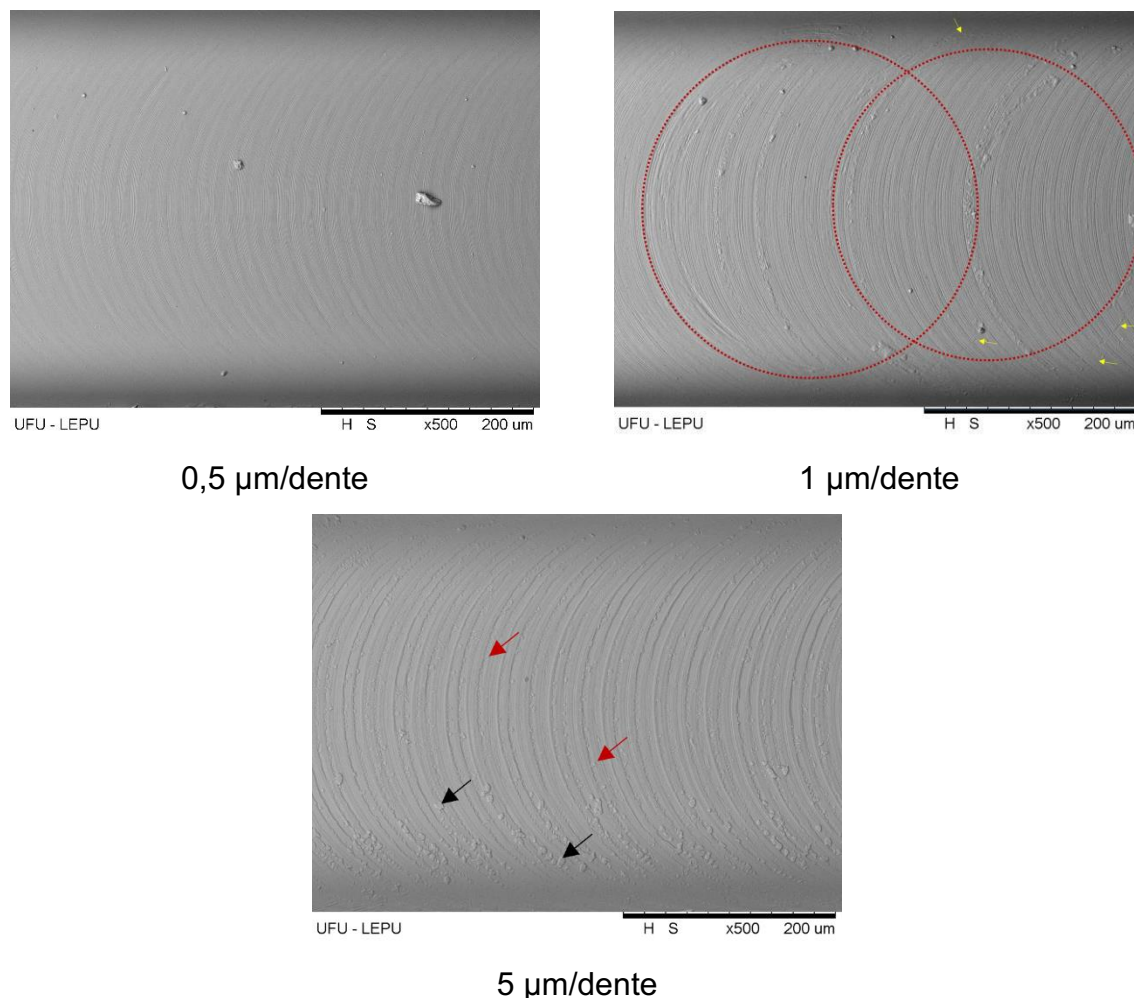


Figura 4.50 - Superfície usinada do microcanal para a amostra de contorno.

Na Figura 4.50 observa-se que a superfície fabricada com o avanço por dente de  $0,5 \mu\text{m/dente}$ , possui um melhor acabamento quando comparada com as outras duas, associadas aos maiores valores de avanço por dente. Além disso, nota-se para o avanço de  $1 \mu\text{m/dente}$ , que possui valor próximo ao raio de aresta da microferramenta, marcas da aresta de corte no sentido ativo e no inativo do corte, algumas completando uma volta, evidenciadas pelo círculo vermelho tracejado, porém com diâmetro menor do que o da microfresa, e algumas outras que não completam a volta, indicadas pela seta amarela. Ziberov (2016) associou a presença dessas marcas ao desgaste da microferramenta, porém, para essa condição a microfresa apresentou pequeno desgaste e mesmo assim as marcas circulares estão presentes. Já Santos (2020), associou essas marcas a fragmentos aderidos na microferramenta durante o corte, que acabam riscando e deixando essas marcas

característica na superfície, e isso pode ter ocorrido nessa condição, principalmente devido a presença do efeito escala, que torna a formação de cavaco irregular e com grandes deformações. Para a condição do maior avanço, percebe-se a presença das pequenas rebarbas formadas ao longo das marcas de avanço (seta vermelha), como explicado na seção 4.2 e de materiais aderidos (seta preta) que é uma evidência da formação da APC.

As imagens das superfícies usinadas da amostra convencional para cada avanço por dente também são apresentadas na Figura 4.51.

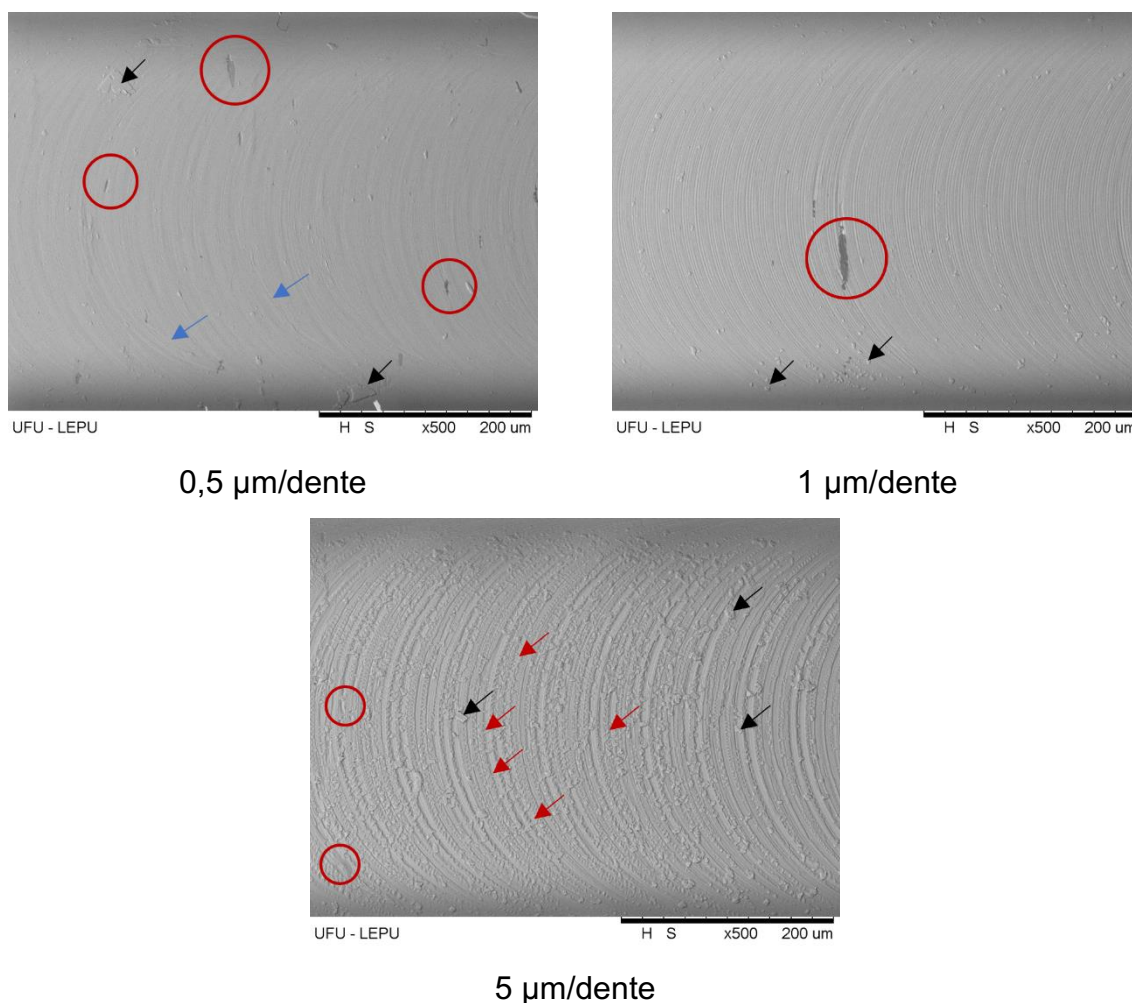


Figura 4.51 - Superfície usinada do microcanal para a amostra convencional.

Na Figura 4.51 percebe-se que para o menor avanço por dente, a superfície possui um melhor acabamento, sendo possível observar algumas marcas de avanço mais evidentes (seta azul), regiões com destacamento de material (círculo vermelho) e alguns materiais aderidos (seta preta). Para o avanço de 1 μm/dente, nota-se que as marcas de avanço do ciclo ativo estão regulares, não apresentando marcas do ciclo inativo, como na amostra de contorno e possui pequenas regiões de destacamento (círculo vermelho) e algumas pequenas

partículas de material aderido (seta preta), principalmente na entrada do lado de corte concordante. Porém para o maior avanço por dente, a qualidade superficial piora consideravelmente, podendo observar destacamento (círculo vermelho), material aderido (seta preta) e maior formação da rebarba interna ao longo das marcas de avanço (seta vermelha) do que as formadas na amostra de contorno, assim, percebe-se que o fluxo lateral foi mais dominante na amostra convencional, que possui dureza reduzida.

#### 4.4.3.2 Formação de Rebarbas

Para complementar as análises realizadas, a formação de rebarbas também foi avaliada para verificar a influência do avanço por dente. Devido à grande dispersão obtidas na medição da altura da rebarba, conforme apresentado na seção 4.3, optou-se por analisar somente os valores da área da rebarba.

Na Figura 4.52 tem-se apresentado a área da rebarba discordante e concordante para a amostra de contorno e convencional em função do avanço por dente. Os resultados consistem na média dos valores da rugosidade  $R_a$  obtidas no teste e na réplica, com o desvio-padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

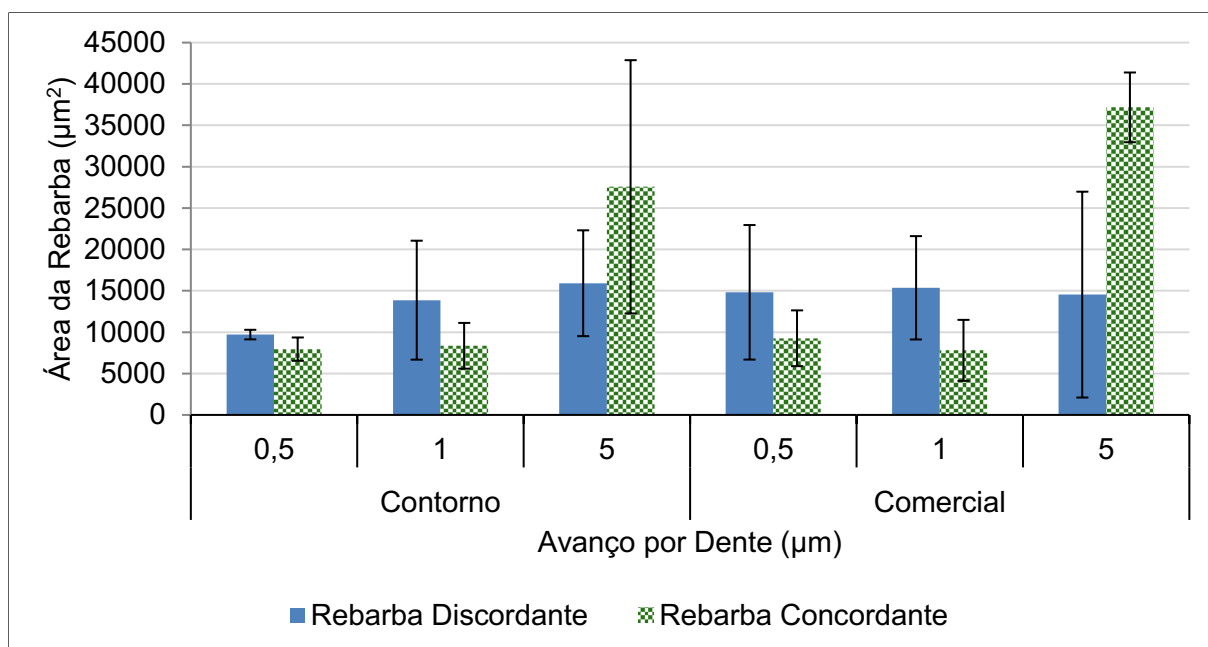


Figura 4.52 - Área das rebarbas discordante e concordante para a amostra de contorno e convencional.

De acordo com Aramcharoen e Mativenga (2009) as rebarbas tendem a ser maiores para os pequenos valores de avanço por dente, já que nessa condição haverá maior tendência



da presença do efeito escala que irá reduzir a ocorrência do cisalhamento na formação do cavaco, aumentando o atrito e a compressão do material. Porém ao observar os resultados apresentados na Figura 4.52, não é possível verificar essa tendência de comportamento. Portanto, para melhor investigar os resultados obtidos uma análise de variância foi realizada a um nível de significância de 5 %, conforme apresentado na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 - Análise de variância da rebarba.

Fonte	F	Pr >F
<b>Amostra</b>	0,91	0,358
<b>Lado (discordante e concordante)</b>	0,73	0,411
<b>Avanço por Dente</b>	10,06	<b>0,003</b>
<b>Amostra*Lado</b>	0,10	0,758
<b>Amostra* Avanço por Dente</b>	0,16	0,852
<b>Lado* Avanço por Dente</b>	7,53	<b>0,008</b>

Ao observar a Tabela 4.6, pode-se concluir que a um nível de significância de 5 %, que somente o avanço por dente e a interação do lado (discordante e concordante) com o avanço por dente possuem influência estatística significativa na área da rebarba, sendo que o fator de maior influência é o avanço por dente. Na Figura 4.53 tem-se apresentado o efeito do avanço por dente.

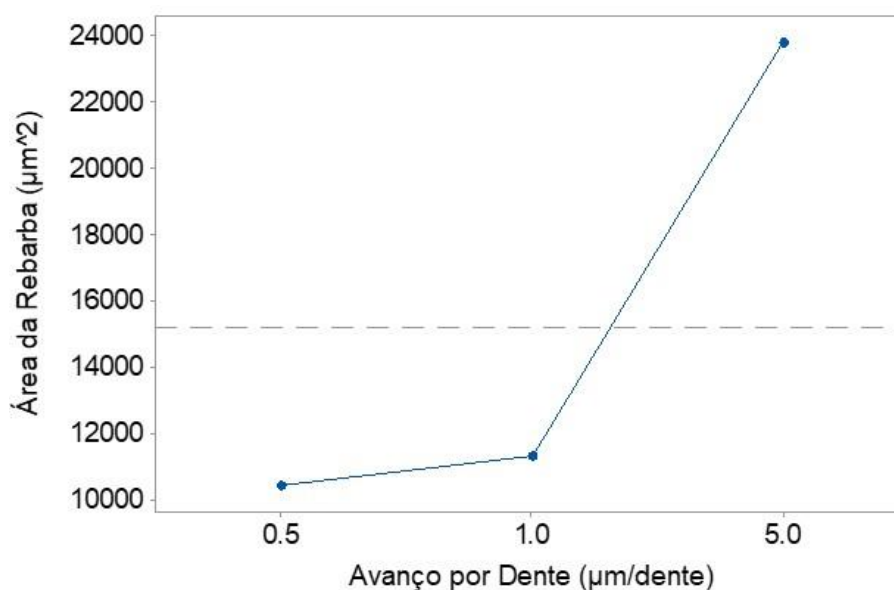


Figura 4.53 - Efeito dos parâmetros individuais na área da rebarba formada na amostra de contorno e convencional.

Da Figura 4.53 nota-se que a área da rebarba aumenta com o avanço por dente, diferentemente do observado por Rysava e Bruschi (2016), Rysava et al. (2018) e Oliveira Campos (2020) aos realizarem o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V fabricada convencionalmente e por manufatura aditiva, assim como obtido por Aramcharoen e Mativenga (2009).

Na Figura 4.54 tem-se o efeito da interação do lado discordante e concordante com o avanço por dente. Conforme pode-se observar, para o avanço de 0,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , tem-se uma tendência de reduzir a área da rebarba no lado do microfresamento concordante, porém, para o avanço de 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , esse comportamento fica o contrário, aumentando a área da rebarba para o lado concordante de corte. Espera-se que a rebarba concordante seja maior devido ao mecanismo de corte, neste caso, a espessura de corte inicia grande e diminui até o final, assim, a espessura de corte na saída da microferramenta é pequena e os cavacos formados não possuem força para cisalharem, sendo então empurrados para a borda do canal, dando origem as rebarbas concordantes (WU et al., 2017).

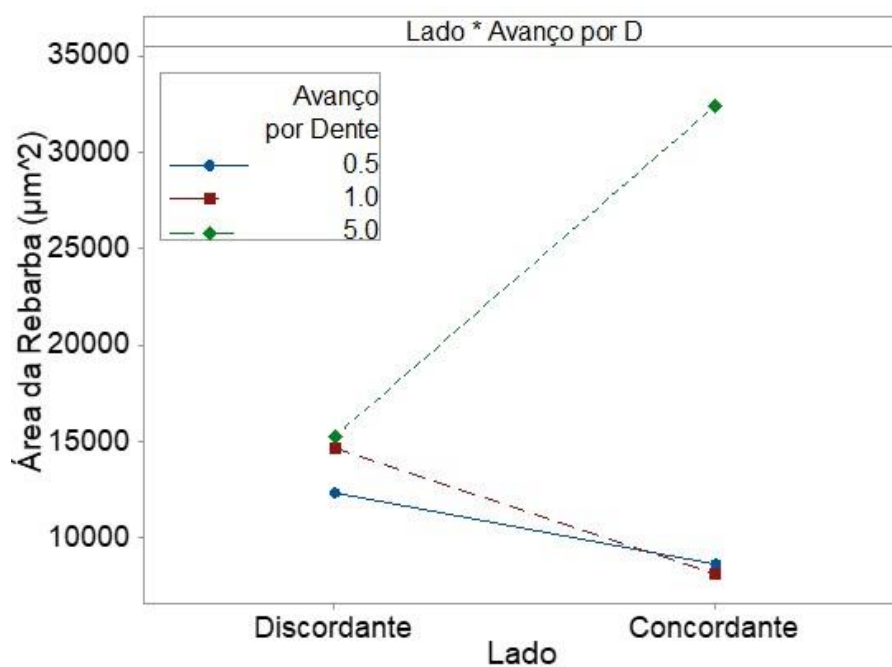


Figura 4.54 - Efeito da interação do lado discordante e concordante com o avanço por dente na área da rebarba da amostra de contorno e convencional.

As formas e os tipos de rebarbas encontradas para cada condição analisada são iguais as observadas na seção 4.3. Sendo as primárias as de maior predominância nos menores avanços por dente. A do tipo pena foi encontrada somente na amostra de contorno com o avanço por dente de 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$ .

## CAPÍTULO V

### CONCLUSÕES

A partir dos ensaios de microfresamento do aço inoxidável ABNT 316L fabricado por manufatura aditiva e convencionalmente, por fundição e solubilização, pode-se concluir o seguinte para cada seção analisada.

Desgaste da microferramenta:

- I. O comportamento do desgaste das microfresas em função do comprimento usinado é semelhante ao desgaste das macroferramentas, onde a curva que representa o desgaste pode ser dividida em três estágios, sendo esse comportamento evidente para a amostra zigue-zague, *chessboard* e convencional, na condição de maior velocidade de corte.
- II. Na condição de menor velocidade de corte, o comportamento do desgaste da microferramenta das amostras fabricadas por manufatura aditiva foi semelhante ao da amostra convencional, atingindo pequenos valores de desgaste, entre 2  $\mu\text{m}$  e 4  $\mu\text{m}$ .
- III. O desgaste da microferramenta foi maior para a condição de maior velocidade de corte, independentemente do tipo de amostra utilizada, atingindo valores entre 2  $\mu\text{m}$  a aproximadamente 8  $\mu\text{m}$ .
- IV. Ao comparar o desgaste de cada microferramenta utilizada na usinagem das amostras fabricadas pela manufatura aditiva entre elas e em relação a convencional, conclui-se que o maior desgaste foi obtido para a amostra *chessboard*. Sendo esse resultado justificado pela estratégia de deposição das camadas utilizado nessa amostra.
- V. O desgaste na ponta da ferramenta e o desgaste de flanco são os tipos de desgaste predominante nas microferramentas. Além disso, observou-se que a adesão é o mecanismo que prevalece nas microferramentas.

Qualidade Superficial:

- i. A rugosidade Ra apresentou tendência de reduzir com o aumento do comprimento de usinagem, sendo esse resultado obtido devido a mudança na geometria da microferramenta, que pode ter tido o seu raio de aresta ou o ângulo de posição secundário alterado.
- ii. Os valores obtidos da rugosidade Ra para todas as condições analisadas estão entre de 0,1023  $\mu\text{m}$  a 0,1883  $\mu\text{m}$ .
- iii. Das amostras analisadas, somente para a linear que a rugosidade reduziu com o aumento da velocidade de corte, atingindo um valor próximo de 0,12  $\mu\text{m}$ .
- iv. Sobre a análise qualitativa da qualidade dos canais microusinados pode-se observar que as marcas de avanço da microferramenta no ciclo ativo estão evidentes em todos os microcanais fabricados. Além disso:
  - a. percebe-se a presença de pequenas rebarbas ao longo das marcas de avanço, que são formadas pelo fenômeno conhecido como fluxo lateral.
  - b. para a condição de maior velocidade de corte e, conseqüentemente, de maior desgaste da microferramenta, tem-se maior quantidade das pequenas rebarbas ao longo das marcas de avanço, o que indica maior ocorrência do fluxo lateral. Nota-se em todas as superfícies microusinadas a presença das rebarbas ao longo das marcas de avanço e material aderido, sendo também observado, somente, para a amostra convencional regiões de destacamento de material.
  - c. percebe-se em todas as superfícies das amostras fabricadas pela manufatura aditiva a presença de pequenos poros. Também foi observado, somente para a amostra *chessboard*, região com falta de fusão e com a presença de partícula de óxido, indicando que essa amostra terá limitações para suas aplicações, uma vez que terá as suas propriedades modificadas devido a presença da falta de fusão e de partícula de óxido.

#### Rebarbas Formadas:

- i. A metodologia de medição das rebarbas pela sua altura apresenta grande variabilidade, sendo indicado utilizar a metodologia de medição da área da rebarba.
- ii. A maior área da rebarba foi obtida na amostra convencional (próximo de 36000  $\mu\text{m}^2$ ) e a menor na amostra linear (próximo de 20000  $\mu\text{m}^2$ ), sendo esse comportamento relacionado com a dureza dessas amostras, já que a amostra convencional possui dureza igual a 196 HV e a linear igual a 228 HV.

- iii. Sobre a análise das formas e tipos de rebarbas encontradas ao longo dos microcanais usinados, pode-se concluir que:
  - a. não houve diferenças entre as formas de rebarbas obtidas entre as amostras fabricadas pela manufatura aditiva e a convencional.
  - b. a rebarba inferior também foi observada para todas as condições analisadas, se encontrando no lado discordante e apresentando dimensões maiores somente para as amostras convencional e *chessboard*, na condição de maior velocidade de corte.
  - c. a rebarba do tipo primária foi encontrada em todas as condições de corte, tanto no lado discordante como no concordante.
  - d. a rebarba tipo pena foi encontrada nas amostras convencional e linear, no lado discordante, para a condição de maior velocidade de corte. E na amostra linear, nos lados discordante e concordante, na condição de menor velocidade de corte.

#### Força de Corte:

- i. Tratamento das Forças Adquiridas com os Dinamômetros 9265B e 9256C2
  - a. Não houve diferenças estatísticas entre os sinais adquiridos pelos dinamômetros 9265B e 9256C2 após o tratamento dos sinais.
- ii. Influência do Avanço por Dente na Força de Corte
  - a. A força de corte aumenta com o aumento do avanço por dente, independente da amostra que está sendo analisada (contorno ou convencional).
  - b. A força de sulcamento associada a amostra de contorno é ligeiramente maior (0,1723 N) que a associada a amostra convencional (0,1498 N). Isso ocorre por a dureza da amostra de contorno (209,8 HV) ser superior à da amostra convencional (196 HV), assim, irá oferecer maior resistência ao corte.
  - c. Sobre a pressão específica de corte foi possível observar que o seu valor foi maior para o menor avanço por dente (0,5  $\mu$ /dente) e reduziu com o aumento do avanço por dente, sendo esse comportamento associado ao efeito escala, que apresentou maior influência na amostra convencional na condição do menor avanço por dente.
- iii. Qualidade superficial e formação de rebarbas dos microcanais fabricados para cada avanço por dente:
  - a. A rugosidade Ra aumentou com o aumento do avanço por dente, sendo obtido um valor de 0,0419  $\mu$ m para o avanço por dente de 0,5  $\mu$ m/dente, um de 0,0464  $\mu$ m para o avanço de 1  $\mu$ m/dente e um de 0,1514  $\mu$ m para o avanço de 5  $\mu$ m/dente.

- b. A área da rebarba aumenta com o avanço por dente, sendo este comportamento contrário ao esperado, já que ao aumentar o avanço por dente tem-se redução da presença do efeito escala e, portanto, a área da rebarba deveria reduzir.
- c. Para o avanço por dente de 0,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$  observou-se que a área da rebarba diminui para o lado concordante, porém, para o avanço de 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  a área da rebarba aumenta para o lado concordante.
- d. Na análise qualitativa dos microcanais fabricados pode-se observar as mesmas características dos microcanais fabricados na primeira etapa dos ensaios, sendo observado somente na amostra de contorno para o avanço por dente de 1  $\mu\text{m}/\text{dente}$  a presença de marcas de avanço no ciclo ativo e inativo formando uma circunferência na superfície.
- e. As formas e os tipos de rebarbas encontradas para cada condição de avanço por dente analisadas são iguais as já observadas na primeira etapa dos ensaios.

De uma maneira geral, conclui-se que a usinabilidade das amostras fabricadas com as diferentes estratégias de deposição analisadas foi diferente entre elas, e diferente da amostra convencional, sendo a amostra *chessboard* a única que apresentou defeitos, que irá influenciar nas suas propriedades. Por fim, conclui-se que a amostra que apresentou usinabilidade mais próxima da amostra convencional foi a de contorno.

### **Sugestões para trabalhos futuros**

- Verificar a influência da geometria das microferramentas nos resultados obtidos, já que há diferenças na geometria das microferramentas que pertencem a lotes diferentes.
- Analisar a influência de uma maior faixa de variação do avanço por dente, para obter com clareza a sua influência com o efeito escala.
- Comparar a usinabilidade do aço inoxidável ABNT 316L fabricado por outros processos da manufatura aditiva, como fusão de leito de pó, com os resultados obtidos neste trabalho.
- Calcular a força específica de corte a partir do desenvolvimento de um modelo, para prever o comportamento teórico da força de corte.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ÅLGÅRDH, J., STRONDL, A., KARLSSON, S., FARRE, S., JOSHI, S., ANDERSSON, J., ÅGREN, J. State-of-the-art for Additive Manufacturing of Metals. *Metalliska Material*, 2017.

ALHADEFF, L.L., MARSHALL, M. B., CURTIS, D.T., SLATTER, T. Protocol for tool wear measurement in micro-milling. *Wear*, v. 420, p. 54-67, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.11.018>

ALLEGRI, G.; COLPANI, A., GINESTRA, P. S., ATTANASIO, A. An experimental study on micro-milling of a medical grade Co-Cr-Mo alloy produced by selective laser melting. *Materials*, v. 12, n. 13, p. 2208, 2019. [DOI: 10.3390/ma12132208](https://doi.org/10.3390/ma12132208)

ARAMCHAROEN, A., MATIVENGA, P. T. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. *Precision Engineering*, v. 33, n. 4, p. 402-407, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2008.11.002>

ARAMCHAROEN, A., MATIVENGA, P.T., YANG, S., COOKE, K.E., TEER, D.G. Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 48, p. 1578 - 1584, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.05.011>

ARIAS-GONZÁLEZ, F., BARRO, O., DEL VAL, J., LUSQUIÑOS, F., FERNÁNDEZ-ARIAS, M., COMESAÑA, R., ...POU, J. Laser-directed energy deposition: principles and applications. In: *Additive Manufacturing*. Elsevier, 2021. p. 121-157. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-818411-0.00003-3>

ASCARI, A., LUTEY, A. H., LIVERANI, E., FORTUNATO, A. Laser directed energy deposition of bulk 316L stainless steel. *Lasers in Manufacturing and Materials Processing*, v. 7, n. 4, p. 426-448, 2020. <https://doi.org/10.1007/s40516-020-00128-w>

ASLANTAS, K., HOPA, H.E., PERCIN, M., UCUN, I., ÇICEK, A. Cutting performance of nano-crystalline diamond (NCD) coating in micro-milling of Ti6Al4V alloy. *Precision Engineering*. v. 45, p. 55 - 66, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2016.01.009>

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

ASTM F2792-12a: Standard terminology for additive manufacturing Technologies (2013) ASTM International.

AVERSA, A., MARCHESE, G., BASSINI, E. Directed energy deposition of AISI 316L stainless steel powder: effect of process parameters. *Metals*, v. 11, n. 6, p. 932, 2021. <https://doi.org/10.3390/met11060932>

BASSOLI, E., DENTI, L., GATTO, A., SEWELL, N. T., JOHNS, D. Directed energy deposition of steel 316L: Effects of build orientation. 2018.

BAYOUMI, A. E., YÜCESAN, G., HUTTON, D. V. On the closed form mechanistic modeling of milling: Specific cutting energy, torque, and power. *Journal of materials*



**engineering and performance**, v. 3, n. 1, p. 151-158, 1994.  
<https://doi.org/10.1007/BF02654511>

BEAM. BeAM at EMO Hannover 2019. Disponível em: <<https://www.beam-machines.com/events/beam-at-emo-hannover-2019>>. Acesso em: 11 abr. de 2022a.

BEAM. BeAM machines to integrate In-Process Standoff Distance control in partnership with Precitec and Siemens. Disponível em <<https://www.beam-machines.com/press-events/standoffdistance>>. Acesso em: 06 jan. de 2021.

BEAM. DED Applications. Disponível em: <<https://www.beam-machines.com/applications-process-3d-printing>>. Acesso em: 11 abr. de 2022b.

BHAVAR, V., KATTIRE, P., PATIL, V., KHOT, S., GUJAR, K., SINGH, R. A review on powder bed fusion technology of metal additive manufacturing. **Additive manufacturing handbook**, p. 251-253, 2017.

BIERMANN, D., STEINER, M. Analysis of micro burr formation in austenitic stainless steel X5CrNi18-10. **Procedia CIRP**, v. 3, p. 97-102, 2012.  
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.07.018>

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

BISSACCO, G., HANSEN, H. N., SLUNSKY, J. Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 57, n. 1, p. 113-116, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.085>

BONAITI, G., PARENTI, P., ANNONI, M., KAPOOR, S. Micro-milling machinability of DED additive titanium Ti-6Al-4V. In: **45th SME North American Manufacturing Research Conference**. Elsevier BV, 2017. p. 497-509. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.104>

BOOTHROYD, G. **Fundamentals of machining and machine tools**. 2. ed. New York: Marcel Dekker, 1989.

BOSIO, F., SABOORI, A., LACAGNINA, A., LIBRERA, E., DE CHIRICO, M., BIAMINO, S., ... LOMBARDI, M. Directed energy deposition of 316L steel: Effect of type of powders and gas related parameters. In: **Proceedings of the Euro PM2018 Congress & Exhibition, Bilbao, Spain**. p. 14-18, 2018.

BOURELL, D., KRUTH, J. P., LEU, M., LEVY, G., ROSEN, D., BEESE, A. M., CLARE, A. Materials for additive manufacturing. **CIRP Annals**, v. 66, n. 2, p. 659-681, 2017.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.05.009>

CÂMARA, M. A., RUBIO, J. C., ABRÃO, A. M., & DAVIM, J. P. State of the art on micromilling of materials, a review. **Journal of Materials Science & Technology**, v. 28, n. 8, p. 673-685, 2012. [https://doi.org/10.1016/S1005-0302\(12\)60115-7](https://doi.org/10.1016/S1005-0302(12)60115-7)

CHAE, J., PARK, S. S., FREIHEIT, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 3, p. 313-332, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.05.015>

CHEN, D., HEYER, S., IBBOTSON, S., SALONITIS, K., STEINGRÍMSSON, J. G., THIEDE, S. Direct digital manufacturing: definition, evolution, and sustainability implications.

**Journal of Cleaner Production**, v. 107, p. 615-625, 2015.  
<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2015.05.009>

CHEN, Y. J., FENG, B., ZHU, Y. P., WENG, J., WANG, J. X., LU, X. Fabrication of porous titanium implants with biomechanical compatibility. **Materials Letters**, v. 63, n. 30, p. 2659-2661, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2009.09.029>

CHENG, K., HUO, D. **Micro-Cutting - Fundamentals and Applications**. Ed. Wiley, United Kingdom, 2013, 366p.

CHENG, M. N. C. C. F., LEE, W. B., TO, S., KONG, L. B. Theoretical and experimental analysis of nano-surface generation in ultra-precision raster milling, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, vol. 48, n<sup>o</sup> 10, pp. 1090-1102, 2008. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2008.02.006](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.02.006)

CHERN, G. L., WU, Y. J. E., CHENG, J. C., YAO, J. C. Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-EDM. **Precision Engineering**, v. 31, n. 2, p. 122-129, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2006.04.001>

CHUA, C. K., LEONG, K. F., LIM, C. S. **Rapid prototyping: principles and applications**. 2nd Edition. World Scientific Publishing Company, 2003.

CHUKEWAD, Y. M. **An Investigation of Kinematic Redundancy for Reduced Error in Micromilling**. 2014. Ph.D. Thesis. Arizona State University.

COELHO, R. T., AZEVEDO, R., ASSIS, C. An investigation of anisotropy on AISI 316L obtained by additive manufacturing (AM) measuring surface roughness after micro-endmilling operations. **euspen's 18th International Conference & Exhibition**, Venice, IT, June 2018.

COLPANI, A., FIORENTINO, A., CERETTI, E., ATTANASIO, A. Tool wear analysis in micromilling of titanium alloy. **Precision Engineering**, v. 57, p. 83-94, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.03.011>

DA SILVA, M. B., **Lubrication in metal cutting under built up edge formation**, PhD Thesis, United Kingdom, 1998.

DADGARI, A., HUO, D., SWAILES, D. Investigation on tool wear and tool life prediction in micro-milling of Ti-6Al-4V. **Nanotechnology and Precision Engineering**, v. 1, n. 4, p. 218-225, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.npe.2018.12.005>

DAVIM, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. New York: Springer, 2008.

DE ASSIS, C. L. F., MECELIS, G. R., COELHO, R. T. An investigation of stainless steel 316L parts produced by powder bed fusion submitted to micro-endmilling operations. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 109, n. 7, p. 1867-1880, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05710-2>

DE OLIVEIRA, D. **Efeito Escala e Integridade Superficial no Microfresamento da Liga de Níquel Inconel 718**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, 2019.

DE OLIVEIRA, U., OCELIK, V., DE HOSSON, J. T. M. Analysis of coaxial laser cladding processing conditions. **Surface and Coatings Technology**, v. 197, n. 2-3, p. 127-136, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2004.06.029>

DEBROY, T., WEI, H.L., ZUBACK, J.S., MUKHERJEE, T., ELMER, J.W., MILEWSKI, J.O., ZHANG, W. Additive manufacturing of metallic components-process, structure and properties. **Progress in Materials Science**, v.92, n.112-224, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2017.10.001>

DHARA, S., SU, B. Green machining to net shape alumina ceramics prepared using different processing routes. **International Journal of Applied Ceramic Technology**, v. 2, n. 3, p. 262-270, 2005. <https://doi.org/10.1111/j.1744-7402.2005.02021.x>

DIB, M. H. M., DIAS, D. G., JASINEVICIUS, R. G. Análise Das Forças De Usinagem Durante A Formação Do Cavaco Em Microfresamento. **9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação** - Joinville, Santa Catarina, 2017.

DING, D., PAN, Z., CUIURI, D., LI, H. Wire-feed additive manufacturing of metal components: technologies, developments and future interests. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 81, n. 1-4, p. 465-481, 2015. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7077-3>

DINIZ, A.E., MARCONDES, F.C., COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, 6ª edição, Editora Artliber, 2008.

DOS SANTOS, A. G., CUNHA, D. F., ZIBEROV, M., HUNG, W. N., JACKSON, M. J., DA SILVA, M. B., Avaliação Da Qualidade De Microcanaís Fabricados Por Microfresamento No Aço Inoxidável Duplex Uns 32205, **Anais do 8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 2015.

DU PLESSIS, A., YADROITSAVA, I., YADROITSEV, I. Effects of defects on mechanical properties in metal additive manufacturing: A review focusing on X-ray tomography insights. **Materials & Design**, v. 187, p. 108385, 2020. [DOI: 10.1016/j.matdes.2019.108385](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108385)

DUTTA, B., BABU, S., JARED, B. H. Science, **Technology and Applications of Metals in Additive Manufacturing**. 2019.

ELKASEER, A. M., DIMOV, S. S., PHAM, D. T., POPOV, K. P., OLEJNIK, L., ROSOCHOWSKI, A. Material microstructure effects in micro-endmilling of Cu99. 9E. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers**, Part B: Journal of Engineering Manufacture, v. 232, n. 7, p. 1143-1155, 2018. <https://doi.org/10.1177/0954405416666898>

FILIZ, S., CONLEY, C. M., WASSERMAN, M. B., AND OZDOGANLAR, O. B., An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills, International. **Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 7-8, p. 1088-1100, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.09.024>

FORD, S., DESPEISSE, M. Additive manufacturing and sustainability: an exploratory study of the advantages and challenges. **Journal of cleaner Production**, v. 137, p. 1573-1587, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.04.150>

FRIEL, R. J., HARRIS, R. A. Ultrasonic additive manufacturing-a hybrid production process for novel functional products. **Procedia Cirp**, v. 6, p. 35-40, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.03.004>

GAO, S., PANG, S., JIAO, L., YAN, P., LUO, Z., YI, J., WANG, X. Research on specific cutting energy and parameter optimization in micro-milling of heat-resistant stainless steel. The

**International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 89, n. 1-4, p. 191-205, 2017. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9062-x>

GAO, W., ZHANG, Y., RAMANUJAN, D., RAMANI, K., CHEN, Y., WILLIAMS, C. B., ... & ZAVATTIERI, P. D. The status, challenges, and future of additive manufacturing in engineering. **Computer-Aided Design**, v. 69, p. 65-89, 2015. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cad.2015.04.001>

GEBHARDT, Andreas. **Understanding additive manufacturing**. 2011.

GIBSON, I, ROSEN, D, STUCKER, B. Directed energy deposition processes. In **Additive Manufacturing Technologies**, p. 245-268, 2015. [https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2113-3\\_10](https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2113-3_10)

GIBSON, I., ROSEN, D. W., STUCKER, B. **Additive manufacturing technologies**. New York: Springer, 2014.

GOKULDOSS, P. K., KOLLA, S., ECKERT, J. Additive manufacturing processes: Selective laser melting, electron beam melting and binder jetting—Selection guidelines. **materials**, v. 10, n. 6, p. 672, 2017. <https://doi.org/10.3390/ma10060672>

GOMES, M. C., BRITO, L. C., DA SILVA, M. B., DUARTE, M. A. V. Tool wear monitoring in micromilling using support vector machine with vibration and sound sensors. **Precision Engineering**, v. 67, p. 137-151, 2021a. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2020.09.025>

GOMES, M. **Estudo experimental do microfresamento do aço AISI 316L**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2019.

GOMES, M., DA SILVA, M.B., DUARTE, M.A.V. Experimental study of micromilling operation of stainless steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 111, n. 11, p. 3123-3139, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-06232-7>

GOMES, M.C., DOS SANTOS, A.G., DE OLIVEIRA, D., FIGUEIREDO, G.V., RIBEIRO, K.S.B., LOS RIOS, D, DA SILVA, M.B., COELHO, R.T., HUNG, W. N. Micro-machining of additively manufactured metals: a review, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, pp. 1-20, 2021b. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08112-0>

GONÇALVES, M.C.C. **Experimental Investigation On Micromilling Machining Of Ti-6Al-4V Titanium Alloy Additively Manufactured By Selective Laser Melting (SLM)**. Dissertação de Mestrado, Universidade De São Paulo, São Paulo, 2022.

GONG, Y., LI, P. Analysis of tool wear performance and surface quality in post milling of additive manufactured 316L stainless steel. **Journal of Mechanical Science and Technology**, v. 33, n. 5, p. 2387-2395, 2019. <https://doi.org/10.1007/s12206-019-0237-x>

GRECO, S., KIEREN-EHSES, S., KIRSCH, B., AURICH, J. C. Micro milling of additively manufactured AISI 316L: impact of the layerwise microstructure on the process results. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 112, n. 1, p. 361-373, 2021. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-06387-3>

HAHNLEN, R., DAPINO, M. J. NiTi-Al interface strength in ultrasonic additive manufacturing composites. **Composites Part B: Engineering**, v. 59, p. 101-108, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.10.024>

HAJIAHMADI, S. Burr size investigation in micro milling of stainless steel 316L. **International Journal of Lightweight Materials and Manufacture**, v. 2, n. 4, p. 296-304, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2019.07.004>

HOJATI, F., DANESHI, A., SOLTANI, B., AZARHOUSHANG, B., BIERMANN, D. Study on machinability of additively manufactured and conventional titanium alloys in micro-milling process. **Precision Engineering**, v. 62, p. 1-9, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2019.11.002>

HUANG, S. H., LIU, P., MOKASDAR, A., HOU, L. Additive manufacturing and its societal impact: a literature review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 67, n. 5, p. 1191-1203, 2013. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4558-5>

HUNG, W. N. P, CORLISS, M. Micromachining of Advanced Materials. In: **Micromachining. IntechOpen**, 2019. [DOI:10.5772/intechopen.89432](https://doi.org/10.5772/intechopen.89432)

HWA, Y., KUMAI, C. S., DEVINE, T. M., YANG, N., YEE, J. K., HARDWICK, R., BURGMANN, K. Microstructural banding of directed energy deposition-additively manufactured 316L stainless steel. **Journal of Materials Science & Technology**, v. 69, p. 96-105, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmst.2020.08.022>

IMBABY, M., JIANG, K., CHANG, I. Fabrication of 316-L stainless steel micro parts by softlithography and powder metallurgy. **Materials Letters**, v. 62, n. 26, p. 4213-4216, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2008.06.049>

ISO 4288. Rugosidade Superficial, 1996.

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

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

ABNT NBR 52900. Manufatura Aditiva - Princípios Gerais - Terminologia. Primeira edição. p. 1-25, 2018.

JAWAHIR, I. S., BRINKSMEIER, E., SAOUBI, R. M., ASPINWALL, D. K., OUTEIRO, J. C., MEYER, D., UMBRELLO, D., JAYAL, A. D. Surface integrity in material removal processes: Recent advances. **CIRP Annals- Manufacturing Technology**, v. 60, n° 2, pp. 603-626, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.002>

JEONG, Y. H., HANYOO, B., LEE, H. U., MIN, B. K., CHO, D. W., LEE, S. J. Deburring microfeatures using micro-EDM. **Journal of materials processing technology**, vol. 209, n° 14, pp. 5399-5406, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.04.021>

JI, H., GUPTA, M. K., SONG, Q., CAI, W., ZHENG, T., ZHAO, Y., ... PIMENOV, D. Y. Microstructure and machinability evaluation in micro milling of selective laser melted Inconel 718 alloy. **Journal of Materials Research and Technology**, v. 14, p. 348-362, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.06.081>

JIN, C. Z., KANG, I. S., PARK, J. H., JANG, S. H., KIM, J. S. The characteristics of cutting forces in the micro-milling of AISI D2 steel. **Journal of mechanical science and technology**, v. 23, n. 10, p. 2823, 2009. <https://doi.org/10.1007/s12206-009-0804-7>

KHALIQ, W., ZHANG, C., JAMIL, M., KHAN, A. M. Tool wear, surface quality, and residual stresses analysis of micro-machined additive manufactured Ti-6Al-4V under dry and MQL conditions. **Tribology International**, p. 106408, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106408>

KHANGHAH, S. P., BOOZARPOOR, M., LOTFI, M., TEIMOURI, R. Optimization of micro-milling parameters regarding burr size minimization via RSM and simulated annealing algorithm. **Transactions of the Indian Institute of Metals**, v. 68, n. 5, p. 897-910, 2015. <https://doi.org/10.1007/s12666-015-0525-9>

KIM, F. H., KIM, F. H., & MOYLAN, S. P. Literature review of metal additive manufacturing defects. Gaithersburg, MD, USA: US Department of Commerce, **National Institute of Standards and Technology**, 2018. <https://doi.org/10.6028/NIST.AMS.100-16>

KISHAWY, H. A., ELBESTAWI, M. A. Effects of process parameters on material side flow during hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 39, n. 7, p. 1017-1030, 1999. [DOI:10.1016/S0890-6955\(98\)00084-4](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(98)00084-4)

KISTLER, Instruction Manual, Quartz 3-Component, Dynamometer Type 9265, 2022a.

KISTLER, MiniDyn, Multicomponent Dynamometer up to 250 N, Type 9256C2, 2022b.

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>

KOENIGSBERGER, F., E SABBERWAL, A. J. P. An investigation into the cutting force pulsations during milling operations. **International Journal of Machine Tool Design and Research**, v. 1, n. 1-2, p. 15-33, 1961. [https://doi.org/10.1016/0020-7357\(61\)90041-5](https://doi.org/10.1016/0020-7357(61)90041-5)

KRUTH, J.P. Material increment manufacturing by rapid prototyping techniques. **CIRP annals**, v. 40, n. 2, p. 603-614, 1991. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61136-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61136-6)

KUMARAN, M., SENTHILKUMAR, V. Experimental characterization of stainless steel 316L alloy fabricated with combined powder bed fusion and directed energy deposition. **Welding in the World**, v. 65, n. 7, p. 1373-1388, 2021. <https://doi.org/10.1007/s40194-021-01117-z>

KUMBHAR, N. N., MULAY, A. V. Post processing methods used to improve surface finish of products which are manufactured by additive manufacturing technologies: a review. **Journal of The Institution of Engineers (India): Series C**, v. 99, n. 4, p. 481-487, 2018. <https://doi.org/10.1007/s40032-016-0340-z>

KURIAKOSE, S., PARENTI, P., CATALDO, S., ANNONI, M. P. G. Micromilling of metallic feedstock produced by extrusion additive manufacturing. In: **WCMNM 2018 World Congress on Micro and Nano Manufacturing**. p. 125-128, 2018. [DOI: 10.3850/978-981-11-2728-1\\_92](https://doi.org/10.3850/978-981-11-2728-1_92)

LANE, B. M., MOYLAN, S. P., WHITENTON, E. P. Post-process machining of additive manufactured stainless steel. In: **Proceedings of the 2015 ASPE Spring Topical Meeting: Achieving Precision Tolerances in Additive Manufacturing**. p. 27-29, 2015.

LAURO, C. H., BRANDÃO, L. C., CAROU, D., DAVIM, J. P. Specific cutting energy employed to study the influence of the grain size in the micro-milling of the hardened AISI H13 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 81, n. 9-12, p. 1591-1599, 2015. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7321-x>

LE COZ, G., FISCHER, M., PIQUARD, R., D'ACUNTO, A., LAHEURTE, P., DUDZINSKI, D. Micro cutting of Ti-6Al-4V parts produced by SLM process. **Procedia Cirp**, v. 58, p. 228-232, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.326>

LEE, K., DORNFELD, D. A. An Experimental Study on Burr Formation in Micro Milling Aluminium and Copper. **Transactions of NAMRI/SME**, v. 30, n. 46, pp. 1-8, 2002.

LI, K. M., CHOU, S. Y. Experimental evaluation of minimum quantity lubrication in near micro-milling. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 210, p. 2163-2170, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.07.031>

LI, P., OOSTERLING, J. A. J., HOOGSTRATE, A. M., LANGEN, H. H., SCHMIDT, R. M. Design of micro square endmills for hard milling applications. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 57, n. 9, p. 859-870, 2011. [DOI:10.1007/s00170-011-3330-6](https://doi.org/10.1007/s00170-011-3330-6)

LI, P., ZDEBSKI, D., LANGEN, H. H., HOOGSTRATE, A. M., OOSTERLING, J. A. J., MUNNIG SCHMIDT, R. H., ALLEN, D. M. Micromilling of thin ribs with high aspect ratio. **Journal of micromechanics and microengineering**, v. 20, n° 11, p. 115013, 2010. [DOI:10.1088/0960-1317/20/11/115013](https://doi.org/10.1088/0960-1317/20/11/115013)

LIU, K., MELKOTE, S. N. Finite element analysis of the influence of tool edge radius on size effect in orthogonal micro-cutting process, *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 49, pp. 650–660, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2006.09.012>

LIU, R., EATON, E., YU, M., KUANG, J. An investigation of side flow during chip formation in orthogonal cutting. **Procedia Manufacturing**, v. 10, p. 568-577, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.053>

LIU, R., WANG, Z., SPARKS, T., LIOU, F., NEWKIRK, J. Aerospace applications of laser additive manufacturing. In: **Laser additive manufacturing**. Woodhead Publishing, p. 351-371, 2017. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-100433-3.00013-0>

LIU, X., DEVOR, R.E., KAPOOR, S.G., EHMANN, K.F. The mechanics of machining at the microscale: Assessment of the current state of the science. **ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering**. v 126, n° 4, p. 666-678, 2004. [DOI:10.1115/1.1813469](https://doi.org/10.1115/1.1813469)

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

MALEKIAN, M., PARK, S. S., JUN, M. B. G. Modeling of dynamic micro-milling cutting forces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 7, p. 586-598, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.02.006>

MANDAL, S. **Impact Properties Of AISI 316L Stainless Steel Repaired By Directed Energy Deposition (DED) Additive Manufacturing Process**. Tese de Doutorado, Oklahoma State University, Uberlândia, 2019.

MANSO, C. S., THOM, S., UHLMANN, E., DE ASSIS, C. L. F., DEL CONTE, E. G. Tool wear modelling using micro tool diameter reduction for micro-end-milling of tool steel H13. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 105, n. 5, p. 2531-2542, 2019. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04575-4>

MASUZAWA, T. State of the art of micromachining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 49, p. 473-488, 2000. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63451-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63451-9)

MATHAI, G., MELKOTE, S. Effect of process parameters on the rate of abrasive assisted brush deburring of microgrooves. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 57, pp. 46-54, 2012. [DOI:10.1016/j.ijmactools.2012.02.007](https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2012.02.007)

MIAN, A. J. **Size Effect in Micromachining**. Doctor Of Philosophy, Faculty of Engineering and Physical Sciences, 2011.

MIRZABABAEI, S., PASEBANI, S. A. review on binder jet additive manufacturing of 316L stainless steel. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, v. 3, n. 3, p. 82, 2019. <https://doi.org/10.3390/jmmp3030082>

MITSUBISHI MATERIALS. Torneado / Fresado / Soluciones em Herramental. Disponível em [http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/7814/6475/6277/catalog\\_c007sa\\_full.pdf](http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/7814/6475/6277/catalog_c007sa_full.pdf). Acesso em: 04 abr. de 2018.

NATARAJAN, U., PERIYANAN, P. R., YANG, S. H. Multiple-response optimization for micro-endmilling process using response surface methodology. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 56, nº 1-4, pp. 177-185, 2011. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3156-2>

NEMATOLLAHI, M., JAHADAKBAR, A., MAHTABI, M.J., ELAHINIA, M. Additive manufacturing (AM). In: **Metals for Biomedical Devices**. Woodhead Publishing, p. 331-353, 2019. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-102666-3.00012-2>

NG, C.K., MELKOTE, S.N., RAHMAN, M., KUMAR, A. S. Experimental study of micro- and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 46, n. 9, pp. 929-936, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2005.08.004>

NIINOMI, M. (Ed.). **Metals for biomedical devices**. Woodhead publishing, 2019.

OLIVEIRA CAMPOS, F., ARAUJO, A.C., MUNHOZ, A.L.J., KAPOOR, S.G. The influence of additive manufacturing on the micromilling machinability of Ti6Al4V: A comparison of SLM and commercial workpieces. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 60, p. 299-307, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.10.006>

OLIVEIRA, A. R., JARDINI, A. L., DEL CONTE, E. G. Effects of cutting parameters on roughness and residual stress of maraging steel specimens produced by additive manufacturing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, p. 1-11, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-06309-3>



OYELOLA, O, CRAWFORTH, P., M'SAOUBI, R., CLARE, A. T. Machining of additively manufactured parts: implications for surface integrity. In: **Procedia Cirp. Elsevier**, v. 46, p. 119-122, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.02.066>

PACHECO, J. T., MEURA, V. H., BLOEMER, P. R. A., VEIGA, M. T., DE MOURA FILHO, O. C., CUNHA, A., TEIXEIRA, M. F. Laser directed energy deposition of AISI 316L stainless steel: The effect of build direction on mechanical properties in as-built and heat-treated conditions. **Advances in Industrial and Manufacturing Engineering**, v. 4, p. 100079, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.aime.2022.100079>

PARENTI, P., CATALDO, S., GRIGIS, A., COVELLI, M., ANNONI, M. Implementation of hybrid additive manufacturing based on extrusion of feedstock and milling. In: 47th SME North American Manufacturing Research Conference, **NAMRC 2019**. Elsevier BV 2019,738-746. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.06.230>

PARENTI, P., KURIAKOSE, S., MUSSI, V., STRANO, M., ANNONI, M.P.G. Green-state micro-milling of AISI316L feedstock. In: **2017 World Congress on Micro and Nano Manufacturing (WCMNM 2017)** 2017.

PERINI, M., BOSETTI, P., BALC, N. Additive manufacturing for repairing: from damage identification and modeling to DLD. *Rapid Prototyping Journal*, v. 26, n. 5, p. 929-940, 2020. <https://doi.org/10.1108/RPJ-03-2019-0090>

PIQUARD, R., D'ACUNTO, A., LAHEURTE, P., DUDZINSKI, D. Micro-End Milling of NiTi Biomedical Alloys, Burr Formation and Phase Transformation. **Precision Engineering**, v. 38, n.2, p. 356-364, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2013.11.006>

RAOUFI, K., MANOHARAN, S., ETHERIDGE, T., PAUL, B. K., HAAPALA, K. R. Cost and environmental impact assessment of stainless steel microreactor plates using binder jetting and metal injection molding processes. **Procedia Manufacturing**, v. 48, p. 311-319, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2021.11.017>

REICHENBACH, I. G., BOHLEY, M., SOUSA, F. J., AURICH, J. C. Tool-life criteria and wear behavior of single-edge ultra-small micro end mills. **Precision Engineering**, v. 55, p. 48-58, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2018.08.006>

RIBEIRO, K. S., MARIANI, F. E., COELHO, R. T. A study of different deposition strategies in direct energy deposition (DED) processes. *Procedia Manufacturing*, v. 48, p. 663-670, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.05.158>

RODRIGUES, A. R., JASINEVICIUS, R. G. Machining scale: Workpiece grain size and surface integrity in micro end milling. In: **Microfabrication and Precision Engineering**, p. 27-68,2017. <https://doi.org/10.1016/B978-0-85709-485-8.00002-4>

RYSAVA, Z., BRUSCHI, S. Comparison between EBM and DMLS Ti6Al4V machinability characteristics under dry micro-milling conditions. In: **Materials Science Forum. Trans Tech Publications Ltd**, p. 177-184, 2016. [DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.836-837.177](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.836-837.177)

RYSAVA, Z., BRUSCHI, S., PISKA, M., ZIDEK, J. Comparing The Performance Of Micro-End Mills When Micro-Milling Of Additive Manufactured TI-6AL-4V Titanium Alloy. **Mm Science Journal**, p. 2543-2546, 2018. [DOI: 10.17973/MMSJ.2018\\_11\\_201823](https://doi.org/10.17973/MMSJ.2018_11_201823)

SABOORI, A., AVERSA, A., BOSIO, F., BASSINI, E., LIBRERA, E., DE CHIRICO, M., LOMBARDI, M. An investigation on the effect of powder recycling on the microstructure and mechanical properties of AISI 316L produced by Directed Energy Deposition. **Materials Science and Engineering: A**, v. 766, p. 138360, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.138360>

SABOORI, A., AVERSA, A., MARCHESE, G., BIAMINO, S., LOMBARDI, M., FINO, P. Microstructure and mechanical properties of AISI 316L produced by directed energy deposition-based additive manufacturing: A review. *Applied Sciences*, v. 10, n. 9, p. 3310, 2020. <https://doi.org/10.3390/app10093310>

SABOORI, A., BOSIO, B., LIBRERA, E., CHIRICO, M. Accelerated Process Parameter Optimization for Directed Energy Deposition of 316L Stainless Steel. **European Powder Metallurgy association**. 2018.

SACHS, E., CIMA, M., WILLIAMS, P., BRANCAZIO, D., CORNIE, J. **Three dimensional printing: rapid tooling and prototypes directly from a CAD model**. 1992. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61035-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61035-X)

SALONITIS, K., D'ALVISE, L., SCHOINOGORITIS, B., CHANTZIS, D. Additive manufacturing and post-processing simulation: laser cladding followed by high speed machining. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 85, n. 9-12, p. 2401-2411, 2016. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7989-y>

SAMES, W. J., LIST, F. A., PANNALA, S., DEHOFF, R. R., BABU, S. S. The metallurgy and processing science of metal additive manufacturing. **International materials reviews**, v. 61, n. 5, p. 315-360, 2016. <https://doi.org/10.1080/09506608.2015.1116649>

SANTOS, A. G., DA SILVA, M. B., JACKSON, M. J. Tungsten carbide micro-tool wear when micro milling UNS S32205 duplex stainless steel. **Wear**, v. 414, p. 109-117, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.08.007>

SANTOS, A.G. **Investigação Experimental Do Microfresamento Da Liga De Titânio Ti-6Al-4V**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2020.

SARAFAN, S., WANJARA, P., GHOLIPOUR, J., BERNIER, F., OSMAN, M., SIKAN, F., ... BROCHU, M. Benchmarking of 316L Stainless Steel Manufactured by a Hybrid Additive/Subtractive Technology. **Journal of Manufacturing and Materials Processing**, v. 6, n. 2, p. 30, 2022. <https://doi.org/10.3390/jmmp6020030>

SERJE, D., PACHECO, J., DIEZ, E. Micromilling research: Current trends and future prospects. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 111, n. 7, p. 1889-1916, 2020. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-06205-w>

SERRES, N., TIDU, D., SANKARE, S., HLAWKA, F. Environmental comparison of MESO-CLAD® process and conventional machining implementing life cycle assessment. **Journal of Cleaner Production**, v. 19, n. 9-10, p. 1117-1124, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2010.12.010>

SHAMSAEI, N., YADOLLAHI, A., BIAN, L., THOMPSON, S. M. An overview of Direct Laser Deposition for additive manufacturing, Part II: Mechanical behavior, process parameter optimization and control. **Additive Manufacturing**, v. 8, p. 12-35, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2015.07.002>

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. New York: Oxford University Press, 2005.

SHUNMUGAVEL, M., POLISHETTY, A., NOMANI, J., GOLDBERG, M., LITTLEFAIR, G. Metallurgical and machinability characteristics of wrought and selective laser melted Ti-6Al-4V. **Journal of Metallurgy**, v. 2016, 2016. <https://doi.org/10.1155/2016/7407918>

SIMONEAU, A., NG, E., ELBESTAWI, M.A. Chip Formation during microscale cutting of a medium carbon steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application**. v 46, n° 5, p 467-481, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.019>

SING, S. L., AN, J., YEONG, W. Y., WIRIA, F. E. Laser and electron-beam powder-bed additive manufacturing of metallic implants: A review on processes, materials and designs. **Journal of Orthopaedic Research**, v. 34, n. 3, p. 369-385, 2016. [DOI: 10.1002/jor.23075](https://doi.org/10.1002/jor.23075)

SING, S. L., TEY, C. F., TAN, J. H. K., HUANG, S., & YEONG, W. Y. 3D printing of metals in rapid prototyping of biomaterials: Techniques in additive manufacturing. In: **Rapid prototyping of biomaterials**. Woodhead Publishing, p. 17-40, 2020. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-102663-2.00002-2>

SINGH, R., GUPTA, A., TRIPATHI, O., SRIVASTAVA, S., SINGH, B., AWASTHI, A., ... SAXENA, K. K. Powder bed fusion process in additive manufacturing: An overview. **Materials Today: Proceedings**, v. 26, p. 3058-3070, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.635>

SRIRAMAN, M. R., BABU, S. S., SHORT, M. Bonding characteristics during very high power ultrasonic additive manufacturing of copper. **Scripta Materialia**, v. 62, n. 8, p. 560-563, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2009.12.040>

TAPOGLOU, N., CLULOW, J. Investigation of hybrid manufacturing of stainless steel 316L components using direct energy deposition. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, **Part B: Journal of Engineering Manufacture**, p. 0954405420949360, 2020. <https://doi.org/10.1177/0954405420949360>

TENG, X., HUO, D., SHYHA, I., CHEN, W., WONG, E., An experimental study on tool wear behaviour in micro milling of nano Mg/Ti metal matrix composites, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 96, 2018, p. 2127-2140. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1672-z>

UCUN, I., ASLANTAS, K., BEDIR, F. An experimental investigation of the effect of coating material on tool wear in micro milling of Inconel 718 super alloy. **Wear**, v. 300, n. 1-2, p. 8-19, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2013.01.103>

VAEZI, M., SEITZ, H., YANG, S. A review on 3D micro-additive manufacturing technologies. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 67, n. 5-8, p. 1721-1754, 2013. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4605-2>

VEIGA, F., GIL DEL VAL, A., SUÁREZ, A., ALONSO, U. Analysis of the Machining Process of Titanium Ti6Al-4V Parts Manufactured by Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM). **Materials**, v. 13, n. 3, p. 766, 2020. [DOI: 10.3390/ma13030766](https://doi.org/10.3390/ma13030766)

VILLARES METALS. Aços Inoxidáveis. Disponível em < <http://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Acos-Inoxidaveis> >. Acesso em: 04 abr. de 2020.

VOGLER, M. P., DEVOR, R. E., KAPOOR, S. G. On the modeling and analysis of machining performance in micro-endmilling, part I: surface generation. **J. Manuf. Sci. Eng.**, v. 126, n. 4, p. 685-694, 2004. <https://doi.org/10.1115/1.1813470>

VOLPATO, N. **Additive manufacturing 3D printing technologies and applications** (in portuguese), 1 ed. São Paulo: Blucher, 2017.

WANG, C., TAN, X. P., TOR, S. B., LIM, C. S. Machine learning in additive manufacturing: State-of-the-art and perspectives. *Additive Manufacturing*, v. 36, p. 101538, 2020a. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101538>

WANG, Y., ZOU, B., WANG, J., WU, Y., HUANG, C. Effect of the progressive tool wear on surface topography and chip formation in micro-milling of Ti-6Al-4V using Ti (C7N3)-based cermet micro-mill. **Tribology International**, v. 141, p. 105900, 2020b. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.105900>

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>

YI, L., GLÄßNER, C., AURICH, J. C. How to integrate additive manufacturing technologies into manufacturing systems successfully: A perspective from the commercial vehicle industry. **Journal of Manufacturing Systems**, v. 53, p. 195-211, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2019.09.007>

YUAN, L. Solidification defects in additive manufactured materials. **Jom**, v. 71, n. 9, p. 3221-3222, 2019. <https://doi.org/10.1007/s11837-019-03662-x>

ZHAI, Y., LADOS, D. A., LAGOY, J. L. Additive manufacturing: making imagination the major limitation. **Jom**, v. 66, n. 5, p. 808-816, 2014. <https://doi.org/10.1007/s11837-014-0886-2>

ZHANG, P., LIU, Z., DU, J., SU, G., ZHANG, J., XU, C. On machinability and surface integrity in subsequent machining of additively-manufactured thick coatings: A review. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 53, p. 123-143, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.02.013>

ZHANG, Y., JAROSINSKI, W., JUNG, Y. G., ZHANG, J. **Additive manufacturing processes and equipment**. In: *Additive Manufacturing*. Butterworth-Heinemann, p. 39-51, 2018. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-812155-9.00002-5>

ZHANG, Z., YUAN, Z., WANG, G. Formation and Control Technology of Top Burr in Micro- Milling. In: **MATEC Web of Conferences**. **EDP Sciences**, 2017. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201710804003>

ZHI'EN, E. T., PANG, J. H. L., KAMINSKI, J. Directed energy deposition build process control effects on microstructure and tensile failure behaviour. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 294, p. 117139, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117139>

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., DE OLIVEIRA, D., DA SILVA, M. B., HUNG, W. N. Wear of TiAlN and DLC coated microtools in micromilling of Ti-6Al-4V alloy. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 56, p. 337-349, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.04.082>

ZIBEROV, M. SILVA, M. B, JACKSON, M. J., HUNG, W. N. P. Effect of Cutting Fluid on Micromilling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. **Procedia Manufacturing**. v. 5, p. 332 - 347, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2016.08.029>

## ANEXO I

Ensaio foram realizados com o objetivo de verificar o sistema de aquisição das forças de corte. Para isso foram fabricados canais na peça de trabalho (ABNT 316L convencional) utilizando macroferramentas de metal duro revestidas com (Al, Ti)N, com diâmetro de corte igual a 1500  $\mu\text{m}$  (1,5 mm), constituídas por duas arestas de corte.

Inicialmente, optou-se por utilizar no sistema de aquisição o dinamômetro da Kistler do tipo 9257B, já que dos dinamômetros disponíveis no laboratório, este apresenta uma maior frequência natural, correspondente a 3500 Hz, que possibilita a utilização de maiores rotações nos ensaios. Porém, os sinais adquiridos por este dinamômetro estavam incorretos, já que no tempo correspondente a uma rotação da ferramenta não foi possível observar dois picos máximos da força de corte, que correspondem à passagem dos dois dentes da ferramenta na peça de trabalho, conforme apresentado na Figura 1.

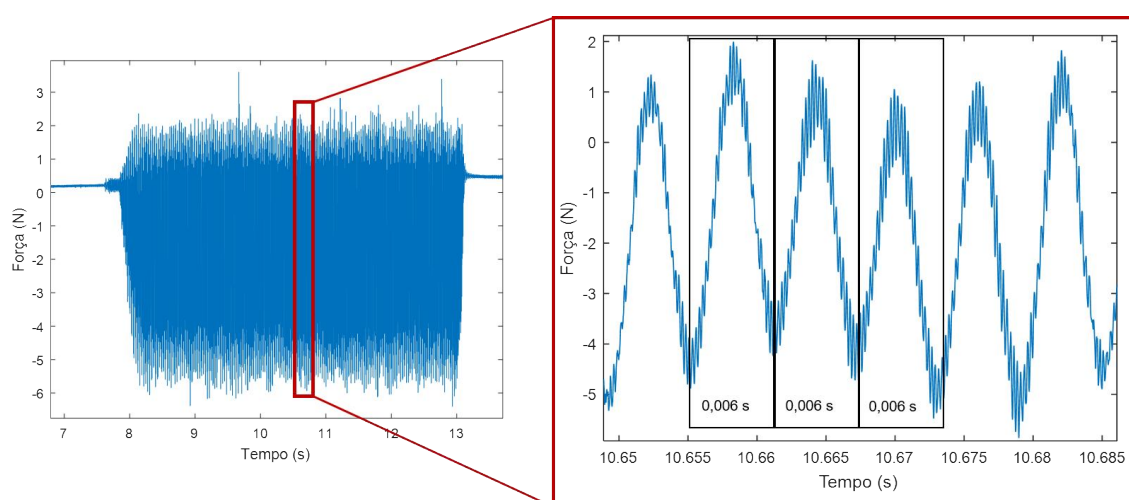


Figura 1 - Força de corte obtida para rotação de 10 000 rpm, avanço por dente de 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e profundidade de corte de 40 $\mu\text{m}$  (a) e ampliação do sinal para verificar a presença dos picos no tempo de uma rotação da ferramenta de 0,006 s (b).

Muitos ensaios foram realizados com este dinamômetro (tipo 9257B) aplicando estratégias na busca de se obter o sinal corretamente. Algumas das estratégias utilizadas foram: verificação do aterramento da máquina-ferramenta, realização de testes utilizando diferentes cabos do dinamômetro, além de testar três modelos de amplificadores. Também foi verificado a rotação do fuso da máquina-ferramenta e a velocidade de avanço da sua mesa, já que no sinal da Figura 1 observa-se que no tempo correspondente a uma rotação da ferramenta, tem-se somente um pico do sinal de força, sendo que a ferramenta utilizada era

constituída por duas arestas de corte. Nessa verificação não foi encontrada nenhuma variação na rotação do fuso e na velocidade de avanço da mesa da microfresadora.

Mesmo analisando e adotando as estratégias citadas não foi possível obter o sinal corretamente, utilizando o dinamômetro do tipo 9257B. Sendo assim, um outro dinamômetro da Kistler, tipo 9265B, foi utilizado, mesmo apresentando uma menor frequência natural, correspondente a 1700 Hz (KISTLER, 2022a).

Sinais foram adquiridos com o dinamômetro tipo 9265B, tanto para macroferramentas, como para microferramentas. Na Figura 2 tem-se o sinal adquirido para uma rotação de 10 000 rpm, avanço por dente de 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e profundidade de corte de 40  $\mu\text{m}$  utilizando ferramenta de metal duro revestidas com (Al, Ti)N, com diâmetro de 1500  $\mu\text{m}$  (1,5 mm), constituída por duas arestas de corte. Conforme pode-se observar, uma rotação ocorre no tempo de 0,006 s e neste intervalo de tempo é possível observar os dois picos máximos da força de corte que equivalem à passagem dos dois dentes da ferramenta na peça de trabalho.

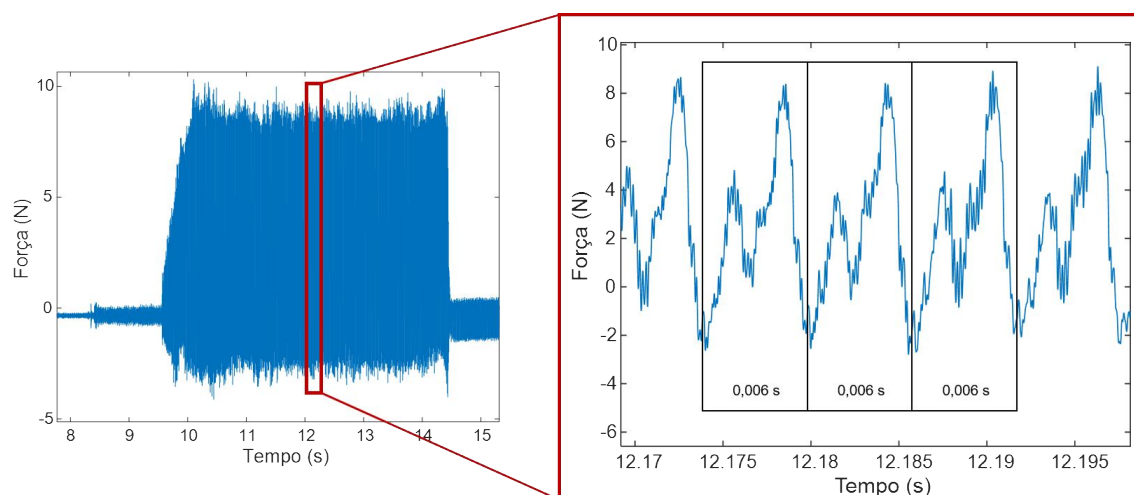


Figura 2 - Força de corte obtida utilizando macroferramenta.

Na Figura 3 tem-se o sinal adquirido para microferramenta de metal duro com diâmetro de corte de 400  $\mu\text{m}$ . Os parâmetros utilizados neste ensaio são rotação de 10 000 rpm, avanço por dente de 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e profundidade de corte de 40  $\mu\text{m}$ . Nota-se que a aquisição do sinal foi correta. Além disso, é possível observar que o sinal possui maior influência do ruído do que os obtidos utilizando macroferramentas, isso ocorre devido aos menores valores de força na microssinagem.

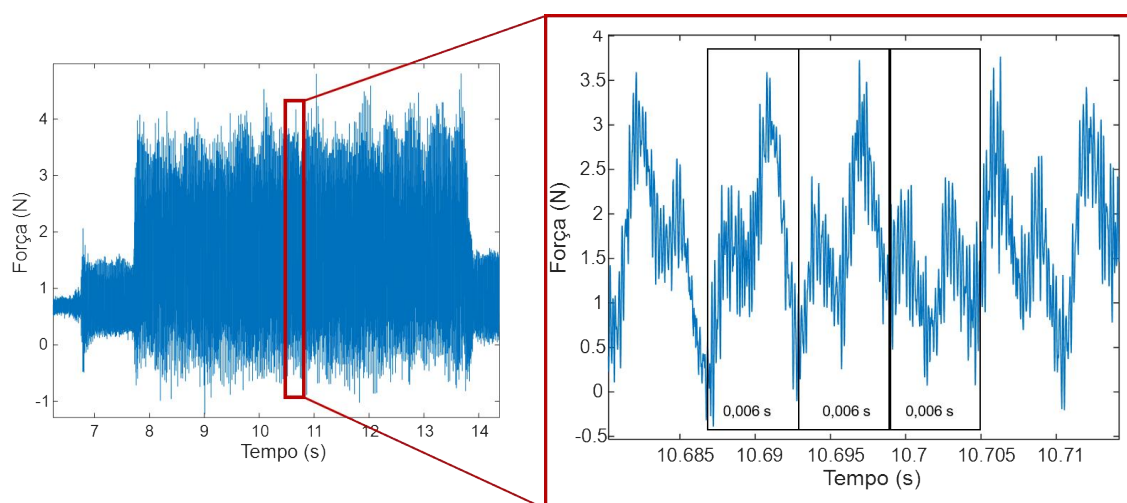


Figura 3 - Força de corte obtida utilizando microferramenta.

Nos sinais de força adquiridos é possível observar quando a microusinagem ocorre o ruído relacionado ao deslocamento da microferramenta, como identificado na Figura 4. O ruído também foi observado nos sinais correspondentes à microusinagem, conforme demonstrado na ampliação do sinal nas Figuras 2 e 3. A presença desse ruído, que pode estar relacionado com a inércia do movimento da máquina-ferramenta e com interferências mecânicas externas, confirma a importância do sinal ser corretamente filtrado, de modo a não modificar o comportamento periódico dos sinais da força de corte.

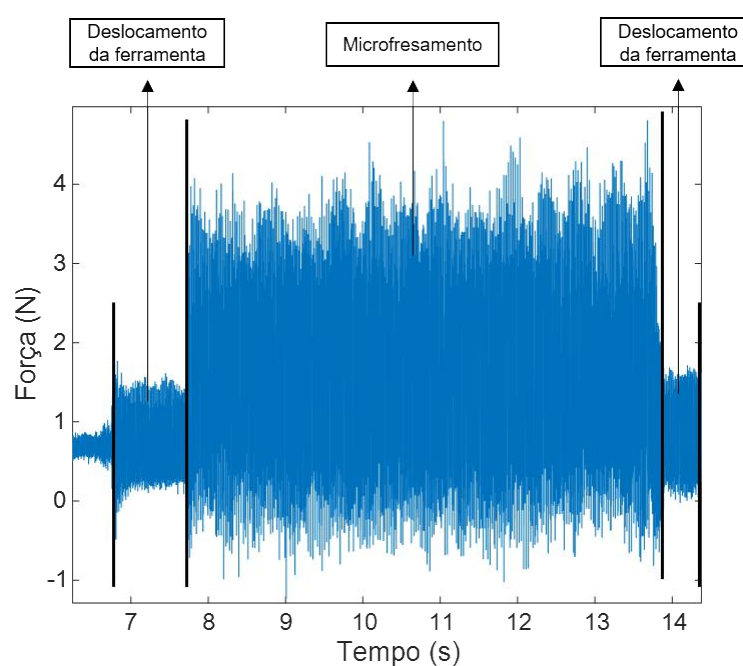


Figura 4 - Exemplo do sinal da força de corte.



De acordo com todas essas análises foi definido que o sistema de aquisição utilizado nos ensaios deve ser constituído pelo dinamômetro da Kistler do tipo 9265B, conforme especificado na seção 3.5.