

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Escola de Engenharia
Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica

ANDERSON JÚNIOR DOS SANTOS

MICROFRESAMENTO DO TITÂNIO COMERCIALMENTE PURO
COM AS TRAJETÓRIAS DE USINAGEM CONVENCIONAL E
TROCOIDAL

Belo Horizonte
2023

ANDERSON JÚNIOR DOS SANTOS

**MICROFRESAMENTO DO TITÂNIO COMERCIALMENTE PURO
COM AS TRAJETÓRIAS DE USINAGEM CONVENCIONAL E
TROCOIDAL**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do grau em Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Araújo Câmara

Coorientador: Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rúbio

Belo Horizonte
2023

S237m

Santos, Anderson Júnior dos.

Microfresamento do titânio comercialmente puro com as trajetórias de usinagem convencional e trocoidal [recurso eletrônico] / Anderson Júnior dos Santos. - 2023.

1 recurso online (188 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Marcelo Araújo Câmara

Coorientador: Juan Carlos Campos Rúbio.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 183-188.

Inclui bibliografia.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Titânio - Teses. 3. Usinagem - Teses. I. Câmara, Marcelo Araújo. II. Campos Rúbio, Juan Carlos. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

MICROFRESAMENTO DO TITÂNIO COMERCIALMENTE PURO COM AS TRAJETÓRIAS DE USINAGEM CONVENCIONAL E TROCIDA

ANDERSON JÚNIOR DOS SANTOS

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Marcelo Araújo Câmara (Orientador – Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Juan Carlos Campos Rubio (Coorientador- Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Alexandre Mendes Abrao (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Witor Wolf (Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais/UFMG) Dr. Márcio Bacci da Silva (Departamento de Engenharia Mecânica/UFU) e Dr. Pedro Paiva Brito (Departamento de Engenharia Mecânica/PUC Minas), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Doutor em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "Engenharia de Manufatura e Materiais".

Tese aprovada no dia 25 de agosto de 2023.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Marcelo Araujo Camara, Professor do Magistério Superior**, em 01/09/2023, às 17:52, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Juan Carlos Campos Rubio, Professor do Magistério Superior**, em 04/09/2023, às 14:57, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrao, Coordenador(a) de curso de pós-graduação**, em 04/09/2023, às 19:53, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Witor Wolf, Professor do Magistério Superior**, em 11/09/2023, às 11:51, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Pedro Paiva Brito, Usuário Externo**, em 12/09/2023, às 11:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Usuário Externo**, em 13/09/2023, às 22:37, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **2592967** e o código CRC **DAA74130**.

Dedico este trabalho aos meus familiares.

AGRADECIMENTOS

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), por permitir o desenvolvimento deste trabalho. O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES – Código de Financiamento 001.

Ao meu orientador Dr. Marcelo Araújo Câmara e coorientador Dr. Juan Carlos Campos Rúbio, pela amizade, paciência e dedicação durante o trabalho. Aos professores Dr. Alexandre Mendes Abrão e Dr. Frederico de Castro Magalhães do Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG pelas contribuições. Ao professor Dr. Alessandro Roger Rodrigues por ter realizado a doação do material titânio comercialmente puro ASTM F67 - grau 4.

À professora Dra. Geralda Cristina Durães de Godoy e ao professor Dr. Witor Wolf do Departamento de Engenharia Metalúrgica da UFMG por disponibilizar o Laboratório de Tribologia e Corrosão de Materiais.

Ao professor Dr. Vicente Tadeu Lopes Buono do departamento de Engenharia Metalúrgica da UFMG por disponibilizar o Laboratório de Raios-X e ao técnico de laboratório Samuel Barbosa Lima pela condução dos ensaios de difração de raios-X.

Ao professor Dr. Luiz Antônio Melgaço Nunes Branco do departamento de Engenharia Civil por disponibilizar o Laboratório de Materiais Metálicos e ao técnico de laboratório Leonardo Mayer Reis pela condução dos ensaios de tração.

A Pontifícia Universidade Católica De Minas Gerais (PUC-MG) campi Coração Eucarístico e Contagem pela disponibilidade dos laboratórios. Com agradecimentos em especial ao Prof. Klaus Higor dos Santos Silva e à Sra. Edilene Braga Carvalho.

Ao Departamento de Engenharia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), por disponibilizarem os laboratórios.

Ao Instituto Federal Sudeste de Minas Gerais campus Muriaé, pelo apoio na realização do trabalho.

A Oerlikon Balzers do Brasil pelo recobrimento dos discos para o ensaio de pino sobre disco. Com agradecimento em especial para o Eng.º Rafael Silva.

Aos colegas do Laboratório de Usinagem pelo companheirismo e ajuda ao longo deste trabalho. Em especial a Poliana Santos Souza, Bárbara Cristina Mendanha Reis, Augusto Moura Martins, Vinícius Melo Cangussu e ao meu amigo Diogo Azevedo de Oliveira pelas contribuições ao longo do trabalho.

Aos professores da banca de avaliação, por aceitarem o convite para avaliar esse trabalho

e pelas contribuições.

À minha amada esposa, Natália Fernanda Santos Pereira, sou imensamente grato por seu amor incondicional, apoio constante e contribuições valiosas em minha tese. Sua presença foi fundamental para minha jornada acadêmica e para o sucesso deste trabalho.

Aos meus pais José Eustáquio dos Santos e Olga Maria dos Santos por estarem comigo em todos os momentos da minha vida.

A todos que, direta ou indiretamente, auxiliaram no desenvolvimento do trabalho.

Meus sinceros agradecimentos.

“A educação é o mais importante elemento na luta pelos direitos humanos. É o meio para ajudar os nossos filhos e as pessoas a redescobrirem a sua identidade e assim, aumentar o seu auto-respeito. Educação é o nosso passaporte para o futuro, pois o amanhã só pertence ao povo que prepara o hoje. ”

Malcolm x.

RESUMO

O titânio comercialmente puro e suas ligas têm sido objeto de crescente pesquisa devido à sua elevada resistência específica, biocompatibilidade e resistência à corrosão. O titânio comercialmente puro ASTM F67 - grau 4 (TC4) é comumente utilizado na fabricação de implantes ortopédicos e dentários. No entanto, é considerado um material de difícil usinabilidade devido à sua baixa condutividade térmica, o que resulta em temperaturas elevadas na zona de corte, prejudicando prematuramente a ferramenta de corte. O objetivo deste trabalho foi analisar a influência dos parâmetros de entrada, avanço por dente (f_z), profundidade de usinagem (a_p) e diâmetro da ferramenta, assim como as trajetórias de usinagem convencional (TUC) e trocoidal (TPC), na força de usinagem, nos sinais de emissão acústica (EA), na qualidade superficial, na largura e na altura das rebarbas de topo durante o microfresamento do TC4 com microfresas de topo reto de metal duro revestidas com nitreto de titânio alumínio-TiNAl com diâmetros de ϕ 500 e ϕ 800 μ m. As microfresas foram caracterizadas por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e espectroscopia por energia dispersiva (EDS). Os canais microusinados também foram caracterizados por MEV e perfilometria de contato. A caracterização das microfresas antes dos ensaios de microfresamento revelou evidências de não uniformidade do revestimento de TiNAl na aresta de corte das microfresas. Observou-se que a magnitude dos sinais das forças na direção F_y aumentou ao utilizar a trajetória TUC. No entanto, para as forças na direção F_x e F_z , a intensidade dos sinais aumentou ao empregar a trajetória TPC. Os sinais de EA apresentaram uma tendência de aumento para maiores valores de f_z e a_p durante o microfresamento com a TUC. Em relação à resposta de rugosidade, observou-se uma melhora na qualidade superficial para valores menores de f_z , a_p e trajetória TUC. O aumento do f_z e a_p resultou em maiores rebarbas de topo quando se empregou a trajetória TUC. Nesse contexto, é importante ressaltar que a escolha adequada dos parâmetros de usinagem pode influenciar significativamente a qualidade das peças no microfresamento em TC4. Portanto, os resultados obtidos nesse estudo podem contribuir para o desenvolvimento de técnicas mais eficientes e econômicas de microfresamento em TC4.

Palavras-chave: titânio comercialmente puro grau 4; microfresamento; trajetória convencional; trajetória trocoidal.

ABSTRACT

Commercially pure titanium and its alloys have been growing researched due to their specific strength, biocompatibility, and corrosion resistance. ASTM F67 grade 4 (TC4) commercially pure titanium is commonly used in the manufacturing of orthopedic and dental implants. However, it is considered a difficult-to-machine material due to its low thermal conductivity, which produces high temperatures in the cutting zone, consequently prematurely wearing out the cutting tool. In this context, the aim of this work is to analyze the influence of input parameters, such as tooth feed rate (f_z), machining depth (a_p), tool diameter, as well as conventional (TUC) and trochoidal (TPC) machining paths, on machining force, acoustic emission (AE) signals, surface quality, width, and top burr height during the micromilling of TC4 using solid carbide micro end mills coated with titanium aluminum nitride TiAlN with diameters of ϕ 500 and ϕ 800 μm were used. The micro end mills were characterized by scanning electron microscopy (SEM) and energy dispersive spectroscopy (EDS). The micro milled slots were characterized by SEM and contact profilometry. The characterization of the micro end mills before micromilling tests showed evidence of non-uniformity of the TiAlN coating on the cutting edge of the micro end mills. It was observed that the magnitude of the force signals in the F_y direction increased when using the TUC path. However, for forces in the F_x and F_z directions, the signal intensity increased when employing the TPC path. The AE signals showed an increasing trend for higher f_z and a_p values during micromilling with the TUC path. Regarding the surface response, the improvement of surface quality occurred for smaller f_z , a_p , and TUC path. Increasing f_z and a_p resulted in larger top burrs when using the TUC path. In this context, it is important to note that the proper selection of machining parameters can significantly influence the quality of parts in micromilling of TC4. Therefore, the results obtained in this study can contribute to the development of more efficient and economical techniques for micromilling of TC4.

Keywords: commercially pure grade 4 titanium; micromilling; conventional path; trochoidal path.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Evolução do número de publicações entre os anos 2000 e 2019 para as operações de microusinagem.	28
Figura 1.2 – Exemplo de aplicações do titânio comercialmente puro grau 4. (a) Sistema de fixação para laminoplastia. (b) Implante dentário.	31
Figura 2.1 – Aplicação do titânio por setor em 2017.	34
Figura 2.2 – Células unitárias das fases α e β do titânio, com seus planos mais densos e direções cristalográficas (LÜTJERING; WILLIAMS, 2007).	35
Figura 2.3 – Esquema de um diagrama de fase pseudo-binário do tipo β -isomorfo.	36
Figura 2.4 – Influência dos elementos sobre os diagramas de fases em ligas de titânio.	37
Figura 2.5 – Fase α com a Fase β dispersa na microestrutura do titânio comercialmente puro grau 3.	39
Figura 2.6 – Metalografia do titânio TC4. (a) Grãos alongados resultado de trabalho a frio, (b) Tratamento térmico de recozimento por 2 horas a 700°C e resfriado ao ar, grão α recristalizados e partículas da fase β estabilizadas, (c) Tratamento térmico de recozimento por 1 hora a 900°C resfriado ao ar, grãos α transformados em β e grãos α de forma acicular, (d) Tratamento térmico de recozimento por 2 horas a 1000°C resfriados ao ar, apresenta partículas de TiH e fase β entre os grãos α	40
Figura 2.7 – Ordem de grandeza das escalas macro, meso e micro.	42
Figura 2.8 – Microfresamento de prótese dentária para reabilitação oral.	43
Figura 2.9 – Efeito escala. (a) Aresta de corte no mesofresamento e no microfresamento. (b) Ângulo de saída efetivo negativo.	44
Figura 2.10–Efeito da espessura de corte na formação do cavaco. (a) Formação do cavaco por cisalhamento. (b) Mecanismo de sulcamento e cisalhamento na formação do cavaco. (c) Mecanismo de sulcamento sem formação do cavaco.	45
Figura 2.11–Influência do f_z na força específica de corte.	46
Figura 2.12–Efeito escala no fresamento frontal. (a) Vista em perspectiva do microfresamento frontal. (b) Região de transição do mecanismo de sulcamento para a formação de cavacos.	47
Figura 2.13–Relação entre a espessura crítica de corte e o raio de aresta de corte da ferramenta.	49
Figura 2.14–trajetória da ferramenta convencional: (a) projeção em perspectiva isométrica da trajetória da ferramenta convencional e (b) projeção da vista superior da trajetória da ferramenta convencional.	52

Figura 2.15–trajetória da ferramenta TPC. (a) Fresamento TPC na forma de círculo. (b) Trajetória quasi-TPC descrita por arcos e linhas retas. (c) Trajetória TPC na forma elíptica descrita por linhas curtas entre vários pontos e (d) semi circular ou semi elíptica descrita pela metade do círculo ou metade da elipse e linha reta.	53
Figura 2.16–Efeito do desbalanceamento radial na microfresa. (a) Excentricidade durante o movimento de giro. (b) Desvio da trajetória das arestas de corte durante a usinagem.	54
Figura 2.17–Grupos de materiais microusinados.	55
Figura 2.18–Resultados de EBSD. a) Orientação dos grãos para amostra antes do ensaio de microfresamento. b) Orientação dos grãos após o ensaio de microfresamento.	56
Figura 2.19–Microestrutura da liga de Ti-6Al-4V após tratamento térmico de recozimento. (a) Recozido. (b) Duplex. (c) Equiaxial. (d) Lamelar.	57
Figura 2.20–Instabilidade das forças de usinagem. (a) Desequilíbrio das forças de usinagem entre as arestas de corte da ferramenta. (b) Espessura do cavaco em função do ângulo de rotação da ferramenta para apenas uma aresta de corte. (c) Espessura do cavaco em função do ângulo de rotação da ferramenta para duas arestas de corte.	60
Figura 2.21–Microfresas. (a) seção triangular, (b) seção côncava, (c) seção quadrada, (d) pentágono regular, (e) hexágono regular, (f) espiral com duas arestas, (g) triangular helicoidal, (h) côncava helicoidal, (i) quadrada helicoidal, (j) hexágono regular helicoidal, (k) pentágono regular helicoidal, (f) tradicional microfresa com duas arestas de corte.	61
Figura 2.22–Transformada de Fourier da força de avanço. (a) Microfresa de cermet canal 1, (b) Microfresa de cermet canal 4, (c) Microfresas de metal duro canal 1, (d) Microfresa de metal duro canal 4.	62
Figura 2.23–Sinais de emissão acústica. (a) Emissão transiente. (b) Emissão contínua.	65
Figura 2.24–Aplicações dos sensores <i>versus</i> nível de precisão e controle dos parâmetros.	66
Figura 2.25–Formação do cavaco e as principais fontes dos sinais de EA.	67
Figura 2.26–Intensidade do sinal de EA para a região inicial de desgaste e para a região de desgaste progressivo.	69
Figura 2.27–Imagens do dano na superfície da peça para diferentes diâmetros da ferramenta (altura da etapa incremental: 1 mm, velocidade de avanço 1 mm/min, rotação de 24000 rpm).	70
Figura 2.28–Textura da superfície.	71
Figura 2.29–Influência do f_z sobre a rugosidade no microusinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V.	72
Figura 2.30–Variação da rugosidade com o desgaste da ferramenta para o $f_z = 5 \mu\text{m}/\text{dente}$.	73

Figura 2.31–Resultados de simulação para o microfresamento da liga Ti-6Al-4V. (a) morfologia do cavaco. (b) Temperatura máxima. (c) Deformação plástica. (d) Taxa de deformação.	74
Figura 2.32–Influência do efeito escala na rugosidade durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V.	75
Figura 2.33–Mecanismo de formação de rebarba. (a) primeira etapa, (b) segunda etapa, (c) terceira etapa, (d) quarta etapa, (e) quinta etapa e (f) sexta etapa.	78
Figura 2.34–Tipos de rebarbas geradas na operação de microfresamento.	79
Figura 2.35–Mecanismo de formação da rebarba <i>Poisson Burr</i> no microfresamento.	80
Figura 2.36–Comparação entre a rebarba experimental e a rebarba formada por simulação para v_c de 157 m/min.	81
Figura 3.1 – Fluxograma elaborado para o procedimento experimental.	85
Figura 3.2 – Composição química do material TC4.	86
Figura 3.3 – Fresadora Clever FH – 4.	87
Figura 3.4 – Forno Mufla modelo 200 FDM.	88
Figura 3.5 – Desenho do corpo de prova para o ensaio de tração.	89
Figura 3.6 – Corpo de prova de TC4 submetido ao ensaio de tração.	89
Figura 3.7 – Ensaio de microdureza com carga de 0,100 kgf por doze segundos.	90
Figura 3.8 – Pino de TC4: (a) projeção ortográfica e (b) perspectiva isométrica.	91
Figura 3.9 – Torno CNC Romi Centur 30S.	91
Figura 3.10–Ensaio de pino sobre disco.	93
Figura 3.11–Turbina pneumática <i>Air Turbine</i> modelo 650bt40.	94
Figura 3.12–(a) Imagem da microfresa com ϕ 500 μ m; (b) Vista de topo da microfresa; (c) Raio da aresta de corte da microfresa; (d) Superfície de saída da microfresa; (e) Análise da superfície de saída da microfresa por meio de EDS.	95
Figura 3.13–(a) Imagem da microfresa com ϕ 800 μ m; (b) Vista de topo da microfresa; (c) Raio da aresta de corte da microfresa; (d) Superfície de saída da microfresa; (e) Análise da superfície de saída da microfresa por meio de EDS.	95
Figura 3.14–Largura dos canais microusinados. (a) trajetória TUC com largura do canal 0,50 mm utilizando a microfresa de 500 μ m, (b) trajetória TPC largura do canal 0,80 mm utilizando a microfresa 500 μ m, (c) trajetória TUC largura do canal de 0,80 mm utilizando microfresa de 800 μ m e (d) trajetória TPC largura do canal de 1,20 mm utilizando a microfresa de 800 μ m.	96
Figura 3.15–Trajetória de usinagem. (a) Microfresamento do TC4. (b) Trajetória TUC elaborada no <i>software Fusion 360</i> . (c) Trajetória TPC elaborada no <i>software Fusion 360</i>	97
Figura 3.16–Corpo de prova para o ensaio de microfresamento (desenho fora de escala). (a) vista frontal. (b) vista em perspectiva.	100

Figura 3.17–(a) Perfilômetro de contato T8000. (b) Varredura dos canais usinados. (c) Varredura dos discos de metal duro para os ensaios de pino sobre disco.	101
Figura 3.18–Imagem do MEV da ponta utilizadas nos ensaios de perfilometria.	102
Figura 3.19–Metodologia adotada para análise da altura de rebarba de topo.	103
Figura 3.20–Medição da largura das rebarbas de topo. (a) Medição da largura da rebarba de topo no microfresamento no sentido discordante; (b) imagem do MEV do microcanal e linhas de análise; (c) medição da largura de rebarba de topo no microfresamento no sentido concordante.	104
Figura 4.1 – Microscopia óptica do TC4 recozido em 700°C.	105
Figura 4.2 – Microestrutura do TC4 recozido em 700°C por 2 horas. (a) Microscopia óptica da amostra de TC4. (b) Microscopia eletrônica de varredura da amostra de TC4. (c) EDS da superfície da amostra de TC4.	106
Figura 4.3 – Dureza instrumentada do TC4.	107
Figura 4.4 – Ensaio de tração do material TC4	107
Figura 4.5 – Microscopia eletrônica de varredura da superfície de fratura do TC4 recozido em 700°C por 2 horas.	108
Figura 4.6 – Espectro de difração de raios - X da amostra de TC4.	109
Figura 4.7 – Imagens de MEV da microfresa com ϕ 500 μ m.	110
Figura 4.8 – Imagens obtidas por meio de MEV da microfresa com ϕ 500 μ m.	110
Figura 4.9 – Microfresa com ϕ 500 μ m. (a) Imagem de MEV da microfresa com ϕ 500 μ m. (b) região de deposição não homogênea da microfresa. (c) EDS da superfície da microfresa.	111
Figura 4.10–Microfresa com ϕ 800 μ m. (a) Imagem de MEV da microfresa com ϕ 800 μ m. (b) EDS da região de possível deposição homogênea da microfresa. (c) EDS da região próxima ao raio de ponta da microfresa.	112
Figura 4.11–imagem de MEV da microfresa com ϕ 800 μ m.	113
Figura 4.12–Imagem de MEV da microfresa com ϕ 800 μ m.	113
Figura 4.13–Diâmetro efetivo para as cinco microfresas avaliadas com ϕ 500 μ m.	114
Figura 4.14–Diâmetro efetivo para as cinco microfresas avaliadas com ϕ 800 μ m.	115
Figura 4.15–Ensaio de pino sobre disco para a carga normal de 1N.	116
Figura 4.16–Gráfico da altura máxima de pico (R_p).	117
Figura 4.17–Volume de desgaste para a carga normal de 1N.	118
Figura 4.18–Ensaio de pino sobre disco para a carga normal de 10N.	119
Figura 4.19–Volume de desgaste para a carga normal de 10N.	120
Figura 4.20–Dano provocado pela microfresa com ϕ 500 μ m na superfície do TC4.	122
Figura 4.21–Dano provocado pela microfresa de ϕ 800 μ m na superfície do TC4.	123
Figura 4.22–Dano provocado na superfície do TC4, pelas microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μ m.	123
Figura 4.23–Força média nas direções F_x , F_y e F_z para as trajetórias TUC e TPC.	125

Figura 4.24–MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento com a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) MEV da superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) MEV da superfície de saída da microfresa.	126
Figura 4.25–Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$	129
Figura 4.26–Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$	131
Figura 4.27–Transformada PSD para a direção F_x para as trajetórias TUC e TPC com a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$	133
Figura 4.28–Transformada PSD para a direção F_x para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$	135
Figura 4.29–Trajetória TUC, microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	136
Figura 4.30–Trajetória TPC, microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	136
Figura 4.31–Transformada PSD para a direção F_z para as trajetórias TUC e TPC com a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$	138
Figura 4.32–Transformada PSD para a direção F_z para as trajetórias TUC e TPC com microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$	140
Figura 4.33–Direções F_x , F_y e F_z da força de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$	141

Figura 4.34–MEV da microfresa com ϕ 800 μm após os ensaios de microfresamento empregando a relação $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) Material aderido na superfície de saída da microfresa.(c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) Material aderido na superfície de saída da microfresa.	143
Figura 4.35–MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento com a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa. . .	144
Figura 4.36–MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento quando os ensaios foram conduzidos com a razão $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa.	146
Figura 4.37–MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento empregando a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa.	147
Figura 4.38–MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa. . .	148
Figura 4.39–MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para a razão $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa. . .	149
Figura 4.40–Força na direção da F_y para as trajetórias TUC e TPC para as microfresas com ϕ 500 μm	151
Figura 4.41–Força na direção F_y para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com ϕ 800 μm	152
Figura 4.42–Gráfico de probabilidade normal para a direção F_y	154
Figura 4.43–(a) Análise dos resíduos <i>versus</i> ordem. (b) Análise dos resíduos <i>versus</i> ajustes.	155
Figura 4.44–Gráfico de interação da F_y a partir dos efeitos significativos.	157
Figura 4.45–Força na direção F_x para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com ϕ 500 μm	158
Figura 4.46–Força na direção F_x para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa ϕ 800 μm .	158
Figura 4.47–(a) Gráfico de probabilidade normal para a F_x . (b) Resíduos <i>versus</i> ordem. (c) Resíduos <i>versus</i> ajuste.	159
Figura 4.48–Gráfico de interação da F_x a partir dos efeitos significativos.	161

Figura 4.49–Força na direção F_z para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com $\phi 500\mu\text{m}$	162
Figura 4.50–Força na direção F_z para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com $\phi 800\mu\text{m}$	162
Figura 4.51–(a) Probabilidade normal para a F_z . (b) Resíduos <i>versus</i> ordem. (c) Resíduos <i>versus</i> ajuste.	164
Figura 4.52–Gráfico de interação da F_z a partir dos efeitos significativos.	166
Figura 4.53–Energia específica de corte para a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$	166
Figura 4.54–Energia específica de corte para a microfresa com $\phi 800\mu\text{m}$	168
Figura 4.55–Sinais de EA para as trajetórias TUC e TPC quando os ensaios foram conduzidos com as microfresas com $\phi 500 \mu\text{m}$	169
Figura 4.56–Sinais de EA para as trajetórias TUC e TPC quando os ensaios foram conduzidos com as microfresas com $\phi 800\mu\text{m}$	170
Figura 4.57–(a) Gráfico de probabilidade normal para o sinal de EA_{RMS} . (b) Resíduos <i>versus</i> ordem. (c) Resíduos <i>versus</i> ajuste.	171
Figura 4.58–Gráfico de interação do sinal de EA_{RMS} a partir dos efeitos significativos.	173
Figura 4.59–Rugosidade R_q para as trajetórias TUC e TPC utilizando a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$	174
Figura 4.60–Rugosidade R_q para as trajetórias TUC e TPC quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$	175
Figura 4.61–Marcas na superfície da peça quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TUC.	176
Figura 4.62–Marcas na superfície da peça quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC.	176
Figura 4.63–Qualidade da superfície usinada para as trajetórias TUC e TPC para a razão $f_z/\rho = 0,42 \mu\text{m}$, $a_p = 100 \mu\text{m}$ e $\phi 500 \mu\text{m}$. (a) Perfil tridimensional para a trajetória TUC. (b) perfil de rugosidade para a trajetória TUC. (c) Perfil tridimensional para a trajetória TPC. (d) perfil de rugosidade para a trajetória TPC.	177
Figura 4.64–Rugosidade R_t para as trajetórias TUC, TPC e microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$	178
Figura 4.65–Rugosidade R_t para as trajetórias TUC, TPC e microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$	179
Figura 4.66–Zona morta na parede do canal. (a) Trajetória TPC. (b) Deformação plástica e zona morta na parede do canal.	180

Figura 4.67–Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento concordante para as razões $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	182
Figura 4.68–Largura média das rebarbas de topo para o sentido concordante de microfresamento.	183
Figura 4.69–Largura média das rebarbas de topo para o sentido discordante de corte.	184
Figura 4.70–Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento discordante para a relação $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	185
Figura 4.71–Altura média das rebarbas de topo para o sentido concordante de corte.	186
Figura 4.72–Altura média das rebarbas de topo para o sentido discordante de corte.	187
Figura 4.73–Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento concordante para as razões $f_z/\rho = 0,32, 1,77$ e $3,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	188
Figura 4.74–Largura média das rebarbas de topo para o sentido concordante de microfresamento.	189

Figura 4.75–Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento discordante para as razões $f_z/\rho = 0,32, 1,77$ e $3,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	190
Figura 4.76–Largura média das rebarbas de topo para o sentido discordante de microfresamento.	191
Figura 4.77–Altura das rebarbas de topo para $a_p = 100 \mu\text{m}$	193
Figura 4.78–Altura das rebarbas de topo para $a_p = 600 \mu\text{m}$	194
Figura A.1–Transformada PSD para a componente F_x para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$	210
Figura A.2–Transformada PSD para a componente F_x para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	211
Figura A.3–Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$	212
Figura A.4–Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$	213

Figura A.5 – Transformada PSD para a direção F_z para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com ϕ 800 μm . (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$	214
Figura A.6 – Transformada PSD para a força de avanço para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com ϕ 800 μm , $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. .	215

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Principais ligas pertencentes a cada uma dessas três categorias (α , $\alpha + \beta$ e β).	37
Tabela 2.2 – Composição química do titânio comercialmente puro.	38
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas das barras de titânio comercialmente puro F67 grau 4.	86
Tabela 3.2 – Condição de usinagem empregada na fresadora Clever FH-4 para a mudança de geometria do TC4.	87
Tabela 3.3 – Condição de usinagem empregada para o torneamento dos pinos de TC4. . .	92
Tabela 3.4 – Propriedades do revestimento de TiNAl.	92
Tabela 3.5 – Parâmetros do ensaio pino sobre disco.	92
Tabela 3.6 – Condições de usinagem para os ensaios de microfresamento.	97
Tabela 3.7 – Taxa de remoção de material para as trajetórias TUC e TPC.	98
Tabela 3.8 – Taxa de remoção de material para as trajetórias TUC e TPC com a microfresa com ϕ 800 μm	99
Tabela 4.1 – ANOVA para a resposta transformada dos dados da F_y (Box-Cox $\lambda= 0,3809$).	156
Tabela 4.2 – ANOVA para a resposta transformada dos dados da F_x (Box-Cox $\lambda= 0,432$).	160
Tabela 4.3 – ANOVA para a resposta transformada dos dados da F_z (Box-Cox $\lambda= 0,334$).	165
Tabela 4.4 – ANOVA para a resposta de EA_{RMS}	172

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do Ferro e do Aço (<i>American Institute for Iron and Steel</i>)
ANOVA	Análise de Variância (<i>Analysis of Variance</i>) ASTM Sociedade Americana para Testes e Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
CAD	Desenho Assistido por Computador (<i>Computer Aided Design</i>)
CAM	Manufatura Assistida pelo Computador (<i>Computer Aided Manufacture</i>)
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
cBN	Nitreto de Boro Cúbico
CEFET-MG	Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CVD	Deposição Química de Vapor (<i>Chemical Vapor Deposition</i>)
DWT	Transformação Discreta de Wavelet (<i>Discrete Wavelet Transform</i>)
EA	Emissão Acústica (<i>Acoustic Emission</i>)
EBSD	Difração de Elétrons Retro-espalhados (<i>Electron Backscatter Diffraction</i>)
EDS	Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raio-X (<i>Energy Dispersive X-ray Spectroscopy</i>)
FFT	Transformada Rápida de Fourier (<i>Fast Fourier transform</i>)
HV	Dureza Vickers
MEF	Método dos Elementos Finitos (<i>Finite Element Method</i>)
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura (<i>Scanning Electron Microscopy</i>)
PUC-MG	Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais
P-valor	Nível Descritivo ou Probabilidade de Significância
PVD	Deposição Física de Vapor (<i>Physical Vapour Deposition</i>)
RMS	Raiz do Valor Quadrático Médio (<i>Root Mean Square</i>)

SAE	Sociedade de Engenheiros Automotivos (<i>Society of Automotive Engineers</i>)
TC4	Titânio Comercialmente Puro Grau 4
TUC	Trajectoria de usinagem convencional
TPC	Trajectoria de usinagem trocoidal
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais

LISTA DE SÍMBOLOS

a_e	Penetração de trabalho
a_p	Profundidade de usinagem
F	Força tangencial
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_p	Força passiva
F_x	Força de apoio
F_y	Força na direção de avanço
f_z	Avanço por dente
h	Espessura do cavaco não deformado
h_m	Espessura crítica de corte
n	Número de arestas
R_a	Desvio médio aritmético
R_p	Altura máxima do pico
R_q	Rugosidade quadrática média
R_t	Rugosidade total
R_z	Altura máxima do perfil
v_c	Velocidade corte
u	Energia específica de corte
μ	Coefficiente de atrito
α	Ângulo de folga
β	Ângulo de atrito
γ_o	Ângulo do ponto de estagnação
ρ	Raio da aresta de corte

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	28
1.1	Motivação	31
1.2	Proposição	31
1.3	Objetivos	32
1.3.1	Objetivos específicos	32
1.4	Estrutura do trabalho	32
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	33
2.1	Titânio e suas ligas	33
2.1.1	Titânio	33
2.1.2	Ligas de titânio alfa	38
2.1.3	Ligas de titânio alfa + Beta	40
2.1.4	Ligas de titânio Beta	41
2.2	Microusinagem	41
2.2.1	Trajectoria da ferramenta	50
2.2.2	Microfresamento do titânio comercialmente puro e suas ligas	55
2.3	Forças no microfresamento	58
2.4	Emissão acústica	64
2.5	Rugosidade	70
2.6	Formação de rebarba	77
2.7	Considerações Parciais	83
3	METODOLOGIA	85
3.1	Materiais	85
3.2	Recozimento	87
3.3	Preparação metalográfica	88
3.4	Ensaio de tração	89
3.5	Dureza	90
3.6	Caracterização estrutural por difração de raios-X	90
3.7	Ensaio de pino sobre disco	91
3.8	Microfresamento	93
3.9	Perfilometria	101
3.10	Microscopia óptica e eletrônica de varredura	103
4	RESULTADOS	105
4.1	Caracterização do material TC4	105
4.1.1	Caracterização microestrutural do TC4	105
4.1.2	Ensaio de dureza	106
4.1.3	Ensaio de tração	107

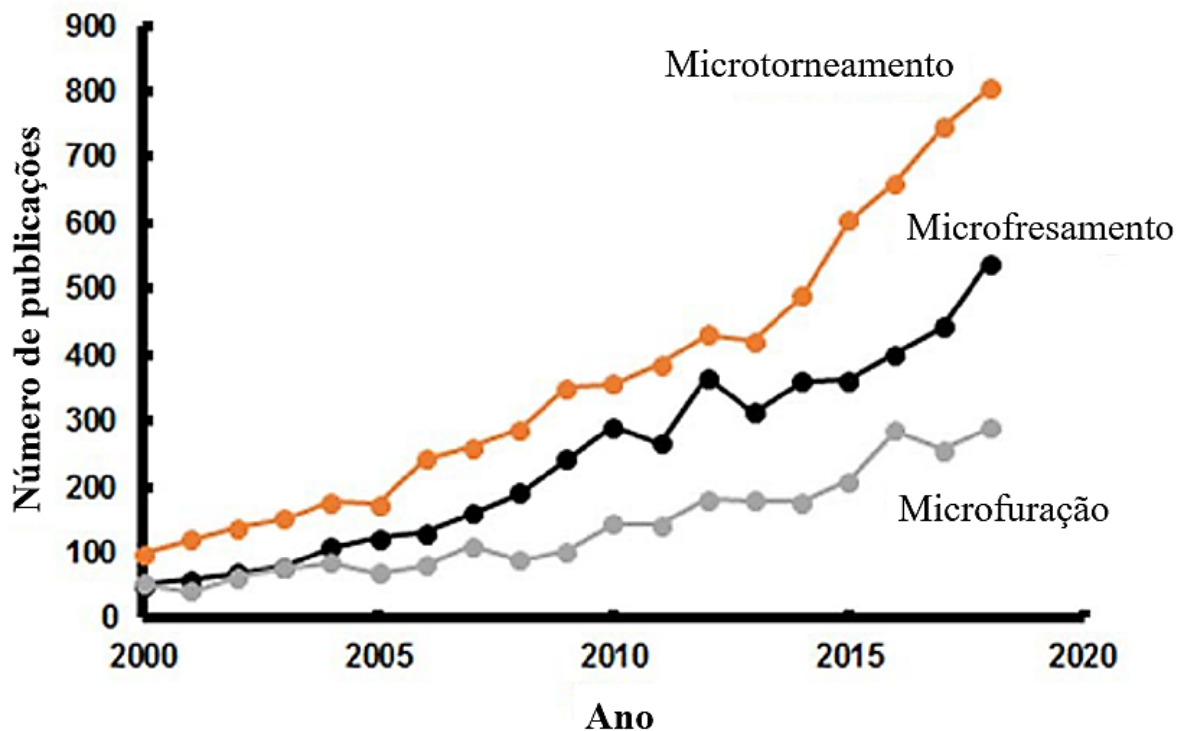
4.1.4	Difração de raios-X	108
4.2	Caracterização das microfresas antes dos ensaios de microfresamento	109
4.3	Ensaio de Pino Sobre Disco	115
4.3.1	Determinação da espessura crítica de corte do material para os ensaios de microfresamento	121
4.4	Referenciamento	121
4.5	Força de usinagem	124
4.5.1	Avaliação da força de microfresamento quando utilizado a microfresa com diâmetro de 500 μm	124
4.5.2	Análise da força de microfresamento com a transformada <i>Power Spectral Density</i> (PSD)	127
4.5.2.1	Força na direção Fy	127
4.5.2.2	Força na direção Fx	132
4.5.2.3	Força na direção Fz	137
4.5.3	Avaliação da força de microfresamento quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com diâmetro de 800 μm	141
4.5.4	Avaliação das componentes da força de usinagem para o microfresamento com microfresa com diâmetros de 500 e 800 μm	150
4.5.4.1	Força na direção Fy	150
4.5.4.2	Análise residual e Anova para a força na direção Fy	153
4.5.5	Força na direção Fx	157
4.5.5.1	Análise residual e Anova para a força na direção Fx	159
4.5.6	Força na direção Fz	161
4.5.6.1	Análise residual e Anova para a força na direção Fz	163
4.5.6.2	Energia específica de corte	166
4.6	Sinais de Emissão Acústica	169
4.6.1	Análise residual e Anova para os sinais de EA	171
4.7	Rugosidade	173
4.8	Rebarbas	180
4.8.1	Avaliação da largura e altura das rebarbas de topo quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com diâmetro de 500 μm	181
4.8.2	Efeito da trajetória de usinagem na altura das rebarbas de topo	186
4.8.3	Avaliação da largura e altura das rebarbas de topo quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com diâmetro de 800 μm	187
4.8.3.1	Influência das trajetórias de usinagem TUC e TPC na largura das rebarbas de topo	187
4.8.4	Efeito da trajetória de usinagem na altura das rebarbas de topo	193
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	195
5.1	CONCLUSÃO	195

5.2	Trabalho publicado	197
5.3	Trabalhos Futuros	197
	REFERÊNCIAS	199
	APÊNDICE A	210

1 INTRODUÇÃO

Segundo Koç e Özel (2011), a microusinagem é um processo relevante de usinagem que possui a capacidade de produzir microcomponentes com flexibilidade e precisão. Na microusinagem, em virtude da redução no tamanho da ferramenta de corte, a relação entre a velocidade de avanço, o raio de aresta da ferramenta e a microestrutura do material torna-se relevante para determinar o modo de remoção do cavaco. Desta maneira, a microusinagem é normalmente utilizada com a finalidade de se fabricar peças com alta ou ultraprecisão. Diante disso, nas últimas duas décadas, as operações de microusinagem cresceram devido à demanda das indústrias militar, médica, automotiva, eletrônica e aeronáutica. Esse crescimento também é evidenciado pelo aumento significativo de publicações científicas sobre o tema (SAMUEL *et al.*, 2020), conforme apresentado na Figura 1.1.

Figura 1.1 – Evolução do número de publicações entre os anos 2000 e 2019 para as operações de microusinagem.



Fonte: adaptado de Samuel *et al.* (2020).

As indústrias aeroespacial, farmacêutica e de dispositivos biomédicos estão intensificando a produção de microcomponentes de titânio devido às características distintivas do titânio comercialmente puro e suas ligas em relação ao aço inoxidável e ao alumínio. Essas características incluem resistência à corrosão, relação resistência/peso, resistência a altas temperaturas e compatibilidade biológica (ÖZEL; OLLEAK; THEPSONTHI, 2017).

Especificamente na operação de microfresamento, a principal desvantagem reside no desempenho deficiente da aresta de corte, especialmente devido ao rápido desgaste da ferramenta. Esse comportamento é acelerado quando a microfresa é utilizada para usinar materiais de difícil usinabilidade, resultando em mudanças drásticas na força de usinagem, qualidade superficial e eficiência da usinagem (ASLANTAS *et al.*, 2016).

Com o uso contínuo do titânio e suas ligas, busca-se soluções que permitam a produção desse metal com menor custo e/ou melhor qualidade superficial. Na operação de microfresamento, diversas abordagens têm sido investigadas para melhorar a usinabilidade do titânio. Os principais temas em estudo envolvem o uso de fluidos de corte (ZIBEROV *et al.*, 2016), modificação de revestimentos para ferramentas de corte e aplicação de diferentes materiais de ferramenta, como metal duro, cermet (WANG *et al.*, 2018) e diamante sintético policristalino (HAN *et al.*, 2020).

Destaca-se também a investigação comum sobre a influência dos parâmetros de entrada, como velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de usinagem, penetração de trabalho e microestrutura do material, no comportamento das forças de usinagem, rugosidade, formação de rebarbas e consumo de energia durante a operação de microfresamento. Esses parâmetros permitem examinar a ocorrência do efeito escala, um fenômeno caracterizado pelo aumento não linear da energia específica de corte (CAMARA *et al.*, 2012).

Assim, quando observa-se a ocorrência do efeito escala no microfresamento é comumente relatado na literatura que ocorre uma deterioração na qualidade superficial, maior formação de rebarbas, maior desgaste da ferramenta e, conseqüentemente, menor produtividade do processo (VENKATESH *et al.*, 2017). Outro fator relevante é que os modelos de força, temperatura e desgaste de ferramenta geralmente estudados na comunidade acadêmica para o mesofresamento não podem ser aplicados ao microfresamento, devido ao efeito escala, que altera completamente a dinâmica e a cinemática do processo de microusinagem.

Embora haja um número crescente de pesquisas sobre microusinagem, poucos estudos se dedicaram-se à investigação das vantagens e desvantagens das trajetórias de usinagem no microfresamento (KURAM; OZCELIK, 2016), (OLIAEI; KARPAT, 2014) e (KHAN *et al.*, 2019). De maneira geral, a trajetória de usinagem convencional (TUC) não apresenta um desempenho satisfatório na usinagem de canais em materiais endurecidos ou de difícil usinabilidade. Essa característica se deve ao maior arco de contato entre a ferramenta e a peça ao longo da usinagem (DIMOV *et al.*, 2004).

A trajetória TUC foi uma das primeiras estratégias de usinagem utilizada para fresamento de canais devido à sua facilidade operacional. A trajetória TUC geralmente é perpendicular ao eixo de rotação da fresa, e o fresamento no sentido concordante e discordante ocorrem simultaneamente (largura do canal igual ao diâmetro da ferramenta). A necessidade de estratégias de usinagem alternativas à trajetória TUC justifica-se pelos desafios enfrentados ao usinar peças com geometrias complexas e/ou materiais difíceis de usinar, como titânio e ligas à base de níquel. Dentre as estratégias de usinagem que melhoram a estabilidade da operação de fresamento e

minimizam o desgaste da ferramenta, o fresamento de alto desempenho por trajetória *trochoidal performance cutting* (TPC) permite o uso de velocidades de avanço e/ou profundidade de usinagem mais elevadas para aumentar a produtividade (NIAKI; PLETA; MEARS, 2018). Como a trajetória TPC geralmente envolve uma combinação de movimentos lineares e circulares da ferramenta de corte, o comprimento de contato entre a ferramenta e a peça é reduzido, tornando-o uma estratégia eficiente e amplamente empregada para fresamento de canais em alta velocidade. Além disso, também é aplicado para reduzir o desgaste da ferramenta e a vibração ao usinar contornos de bolsões e cantos em moldes e/ou matrizes.

A utilização da trajetória TUC para microusinagem de titânio e suas ligas resulta em um desgaste prematuro da ferramenta devido à baixa condutividade térmica do material, o que causa concentração de calor na zona de corte. Além disso, o titânio e suas ligas tendem a formar cavacos que aderem à superfície da ferramenta, elevando o atrito e o desgaste da ferramenta (CAROU *et al.*, 2017). Para minimizar o desgaste da ferramenta durante a usinagem desses materiais, o fluido de corte é frequentemente utilizado em conjunto com a trajetória TUC. É importante observar que o uso de fluido de corte geralmente representa aspectos ambientais negativos, como poluição da água e do ar e contaminação do solo (LAWAL; CHOUDHURY; NUKMAN, 2012). Além disso, o fluido de corte pode causar doenças de pele e problemas de saúde para operadores que entram em contato com esses produtos por longos períodos (DHAR; AHMED; ISLAM, 2007).

Uma possível solução para esses problemas consiste em utilizar a trajetória TPC, a qual reduz o tempo de contato entre a aresta de corte da ferramenta e a superfície usinada, prolongando o tempo disponível para o resfriamento da aresta por convecção forçada de ar. Isso resulta em uma vida útil estendida da ferramenta. Vale ressaltar que comumente a trajetória TPC não requer o uso de fluido de corte, o que acarreta uma redução nos custos associados à aquisição, aplicação e descarte desses produtos (WASZCZUK *et al.*, 2019).

Em relação ao material objeto desta tese, destaca-se ainda que, apesar do TC4, ser amplamente documentado na literatura como um material de sucesso clínico (CHANGE, 2014) em próteses e implantes dentários (Figura 1.2), foram encontrados apenas quatro trabalhos sobre microfresamento deste material (LU *et al.*, 2015), (WANG *et al.*, 2018) e (ZOU *et al.*, 2020). Portanto, o propósito foi explorar e buscar evidências que revelassem as vantagens e desvantagens de se aplicar a trajetória TPC durante o microfresamento a seco do TC4. Essa pesquisa se mostra relevante ao explorar a trajetória de fresamento TPC, com o objetivo de aprimorar a eficiência da operação de microfresamento, tornando-a uma opção atrativa para a usinagem de canais.

Figura 1.2 – Exemplo de aplicações do titânio comercialmente puro grau 4. (a) Sistema de fixação para laminoplastia. (b) Implante dentário.



Fonte: adaptado de Sartori (2020) e post (2020).

1.1 Motivação

O trabalho enfatiza o microfresamento do TC4 com as trajetórias de usinagem TUC e TPC, principalmente em função do aumento da aplicabilidade de produtos microusinados na indústria biomédica, com usinagem de titânio e suas ligas. Assim sendo, os dispositivos artificiais destinados a implantes são usinados ou submetidos a alguma etapa de fabricação pelo processo de usinagem, sendo amplamente empregados em intervenções cirúrgicas, tais como substituições articulares, válvulas mecânicas cardíacas e implantes dentários. Esses dispositivos requerem uma integridade superficial primorosa e uma elevada precisão dimensional, com medidas variando em poucos micrômetros (KAMENÍK *et al.*, 2017).

1.2 Proposição

Na literatura, são comuns os relatos acerca do baixo rendimento da ferramenta de corte quando submetida ao microfresamento de ligas resistentes ao calor. Deste forma, foi analisada a influência das trajetórias TUC e TPC no desempenho da microfresa durante a usinagem do TC4, em um centro de usinagem não dedicado à microusinagem. Sendo assim, espera-se reduzir as forças de usinagem na ferramenta com o objetivo de obter maior desempenho da operação de microfresamento quando utilizado a trajetória TPC.

1.3 Objetivos

Objetivo principal foi avaliar a microusinagem do TC4, durante o microfresamento de canais a seco, com as trajetórias de usinagem TUC e TPC, por meio da variação dos parâmetros de entrada: avanço por dente (f_z), profundidade de usinagem (a_p) e diâmetro da ferramenta (ϕ).

1.3.1 Objetivos específicos

Para alcançar o objetivo principal, foram estabelecidos os seguintes objetivos específicos:

Realizar ensaios de pino sobre disco para analisar o coeficiente de atrito entre o TC4, e metal duro, com e sem revestimento, para determinar a espessura crítica de corte de transição do modo sulcamento para o modo cisalhamento do material durante o microfresamento;

Registrar os sinais das componentes da força de usinagem e emissão acústica, durante o microfresamento, para correlacioná-los ao comportamento das trajetórias TUC e TPC;

Avaliar a influência do f_z e da a_p na rugosidade, largura e altura das rebarbas de topo durante o microfresamento do TC4, caracterizando-se as rebarbas por meio de MEV e perfilometria de contato.

1.4 Estrutura do trabalho

O trabalho está organizado conforme descrito a seguir:

- Capítulo 1. Introdução e contextualização do tema.
- Capítulo 2. Revisão Bibliográfica: neste tópico é apresentado o levantamento bibliográfico sobre o titânio e suas ligas, microusinagem, forças no microfresamento, emissão acústica, rugosidade e formação de rebarbas.
- Capítulo 3. Metodologia: são apresentados os materiais, equipamentos e métodos empregados na parte experimental.
- Capítulo 4. Resultados: neste capítulo são apresentados os resultados obtidos à luz da revisão bibliográfica.
- Capítulo 5. Considerações Finais: neste tópico são apresentadas as principais conclusões do trabalho, publicações realizadas e sugestões para trabalhos futuros.
- Referências bibliográficas

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão da literatura está organizada na forma de tópicos intimamente relacionados aos objetivos da pesquisa. Desta maneira, a revisão é apresentada na seguinte ordem: titânio e suas ligas, microssinagem, trajetórias da ferramenta, microfresamento do titânio, forças no microfresamento, emissão acústica, rugosidade e formação de rebarbas destacando-se alguns dos principais desafios relacionados à aplicação da tecnologia.

2.1 Titânio e suas ligas

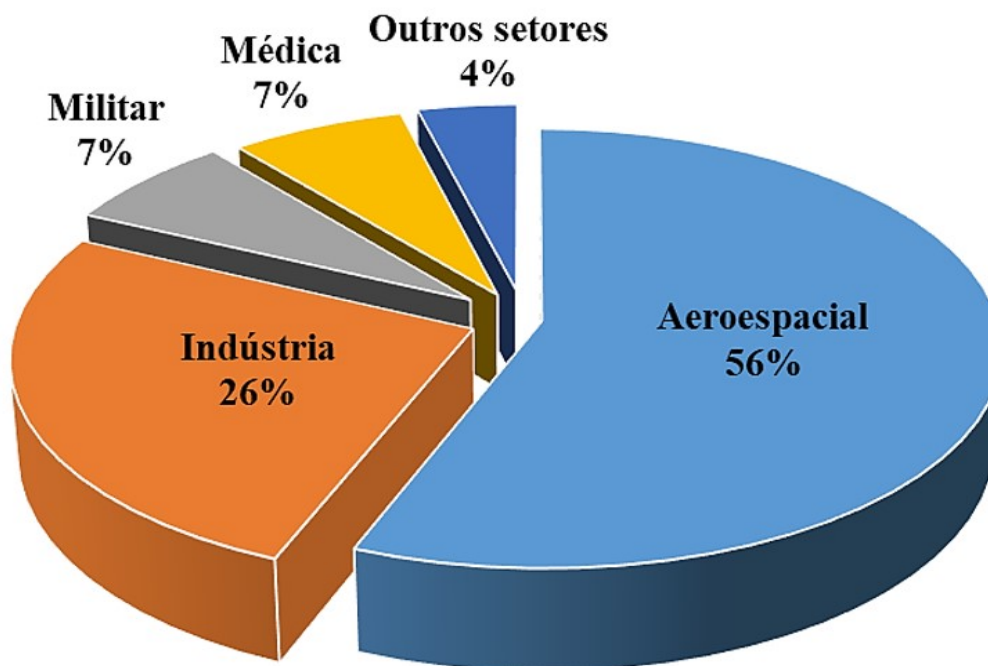
Neste tópico são apresentadas as principais características do titânio e suas ligas.

2.1.1 Titânio

O titânio foi descoberto em Cornualha, na Inglaterra, por Willian Justin Gregor, em 1790. Este elemento químico é um metal de brilho prateado, presente na crosta terrestre em um nível de cerca de 0,6%, sendo, portanto, o quarto metal mais abundante, depois do alumínio, ferro e magnésio. A principal fonte de titânio na crosta terrestre normalmente concentra-se nos minerais ilmenita (FeTiO_3) e rutilo (TiO_2). No campo industrial, é utilizado principalmente sob a forma de óxido, cloreto e metal. Quando empregado sob a forma de metal, o titânio e suas ligas apresentam como principais características: resistência à tração na faixa de 210 e 1380 MPa, densidade de $4,54 \text{ g/cm}^3$ (aproximadamente 60,0% da densidade do ferro), ponto de fusão de 1678°C , biocompatibilidade e excelente resistência à corrosão (LÜTJERING; WILLIAMS, 2007).

Segundo Fang, Froes e Zhang (2019) as aplicações do titânio comercialmente puro e suas ligas estão presentes em muitos campos, especialmente nos campos aeroespacial, industrial e médico. As aplicações aeroespaciais são geralmente baseadas na baixa densidade e elevada resistência mecânica da liga de titânio Ti-6Al-4V para a fabricação de motores, fuselagens e turbinas. No setor industrial, as ligas de titânio são comumente utilizadas em refinarias de petróleo, revestimentos marítimos e também em resfriadores de usinas termoeletricas. No setor médico, o titânio comercialmente puro e as ligas de titânio são empregados na fabricação de instrumentos cirúrgicos, implantes ortodônticos, placas ósseas, parafusos, hastes intramedulares para implantes cirúrgicos. A Figura 2.1 apresenta as aplicações do titânio por setor em 2017.

Figura 2.1 – Aplicação do titânio por setor em 2017.

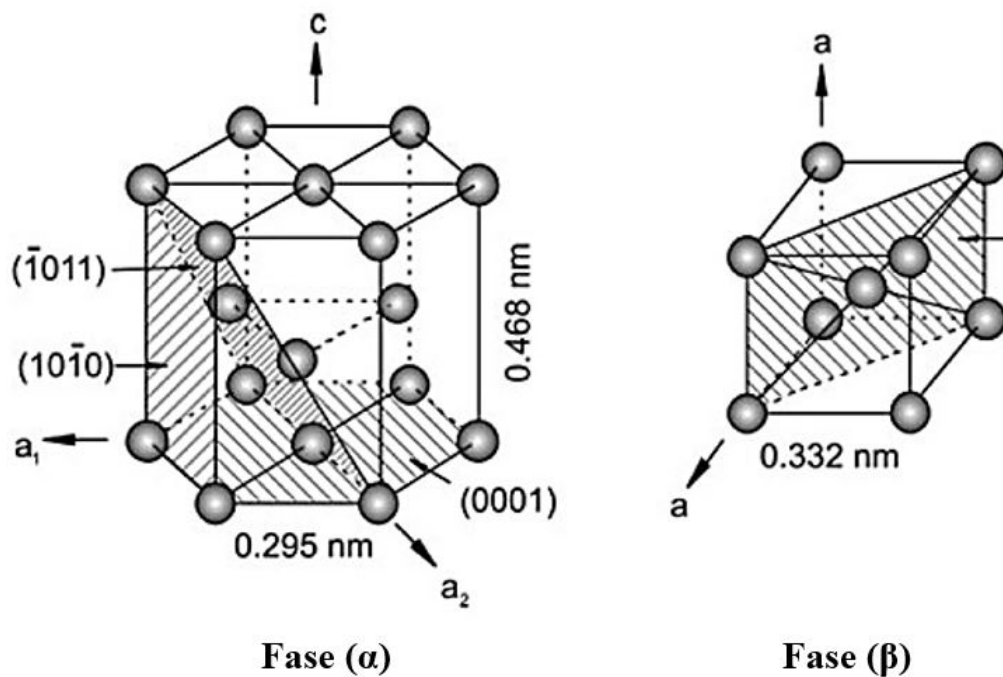


Fonte: adaptado de Fang, Froes e Zhang (2019)

Para aplicações como, por exemplo, em implantes permanentes, o titânio comercialmente puro é considerado um material que apresenta melhor biocompatibilidade e menores danos à saúde dos seres humanos em longos períodos de exposição. Em vista disto, o possível fator de destaque deste material em relação à liga de Ti-6Al-4V está relacionado à não liberação de toxinas para o corpo humano, por não conter, em sua composição, os elementos químicos vanádio e alumínio, que ocasionam possíveis reações adversas no tecido humano durante a aplicação de implantes permanentes. Outro aspecto de destaque do titânio comercialmente puro e suas ligas diz respeito à sua superfície, na qual se cria de maneira natural, uma camada de óxido estável e inerte, que é benéfica para o processo de osseointegração (ELIAS *et al.*, 2008).

Sobre a estrutura cristalina, o titânio apresenta transformações alotrópicas. Abaixo da temperatura de 882,5°C, o titânio apresenta uma estrutura cristalina hexagonal compacta (fase α), e, acima desta temperatura, passa para uma estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (fase β). A temperatura exata de transformação é fortemente influenciada por elementos substitucionais e intersticiais e, portanto, depende da pureza do material (FROES, 2015). A existência de duas estruturas cristalinas diferentes e a temperatura de transformação alotrópica correspondente são de importância central, uma vez que são a base para a grande variedade de propriedades alcançadas pelo titânio e suas ligas. A Figura 2.2 apresenta esquematicamente as células unitárias hexagonal compactada e cúbica de corpo centrado do titânio.

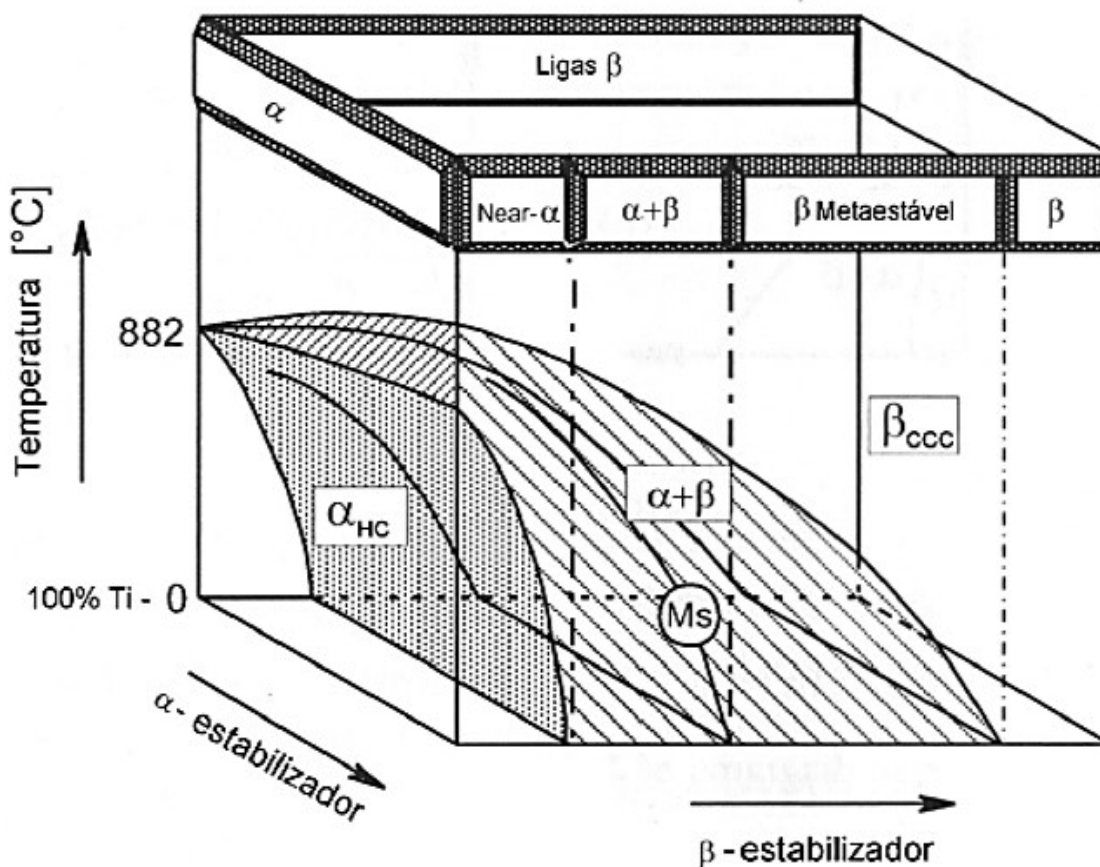
Figura 2.2 – Células unitárias das fases α e β do titânio, com seus planos mais densos e direções cristalográficas (LÜTJERING; WILLIAMS, 2007).



Fonte: adaptado de Lee e Wang (2020).

Em comparação com a fase β , a fase α apresenta maior resistência à deformação plástica, e isso está diretamente relacionado à estrutura cristalina do material. A facilidade de deformação plástica aumenta da estrutura cristalina hexagonal compactada para a estrutura cristalina cúbica de corpo centrado, pois geralmente a deformação plástica ocorre devido ao escorregamento de planos atômicos por meio da movimentação de discordâncias. Essa característica explica a menor capacidade de deformar plasticamente do titânio α em comparação com o titânio β . Normalmente, o número de sistemas de deslizamento - que é equivalente ao número de oportunidades de deslocamento em uma estrutura cristalina - é apenas 3 para a estrutura hexagonal compacta, enquanto a estrutura cúbica de corpo centrado apresenta 12. O número de sistemas de deslizamento é determinado pelo número de planos de deslizamento multiplicado pelo número de direções de deslizamento. Esses planos e direções de átomos compactados altamente densos são energeticamente mais favoráveis à deformação plástica (POLMEAR *et al.*, 2017).

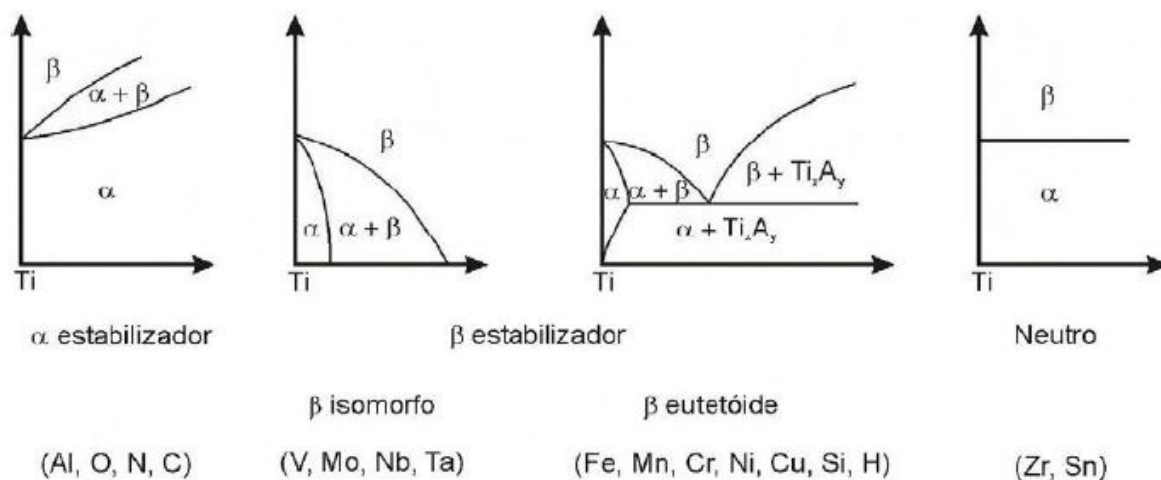
As ligas de titânio são geralmente classificadas em três categorias distintas (ligas α , $\alpha + \beta$ e β), com base em sua posição no diagrama de fase binário do tipo β -isomorfo. Classificar as ligas de titânio por sua constituição é conveniente, mas pode ser enganoso. Por exemplo, essencialmente todas as ligas α contêm uma pequena quantidade de fase β . A Figura 2.3 apresenta esquematicamente o diagrama de fase binário β -isomorfo.

Figura 2.3 – Esquema de um diagrama de fase pseudo-binário do tipo β -isomorfo.

Fonte: adaptado de Lütjering e Williams (2007).

A temperatura da mudança da estrutura cristalina hexagonal compacta (fase α) para a estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (fase β) no titânio é denominada β -transus. Essa temperatura é influenciada principalmente pelo teor de impurezas e por elementos intersticiais. A adição de elementos α – estabilizadores, como alumínio (elemento substitucional), e os elementos intersticiais oxigênio, nitrogênio e carbono, pode aumentar a temperatura de transformação da fase α para β . Já a adição de elementos β – estabilizadores, como vanádio, molibdênio, nióbio, cromo, ferro e silício, pode diminuir a temperatura de transformação alotrópica. Portanto, a adição de elementos α – estabilizadores e β – estabilizadores permite obter uma variedade de ligas de titânio com propriedade mecânicas distintas devido à abrangente faixa de combinações de fases, em condições de equilíbrio termodinâmico ou em condições metaestáveis, atingidas por meio de tratamentos térmicos (COLLINGS, 1984). A Figura 2.4 apresenta a influência dos elementos de liga sobre os diagramas de fases do titânio.

Figura 2.4 – Influência dos elementos sobre os diagramas de fases em ligas de titânio.



Fonte: adaptado de Lütjering e Williams (2007)

A tabela 2.1 apresenta as principais ligas pertencentes a cada uma dessas três categorias (α , $\alpha + \beta$ e β).

Tabela 2.1 – Principais ligas pertencentes a cada uma dessas três categorias (α , $\alpha + \beta$ e β).

Nome comercial	Composição da liga (% peso)	Temperatura transus- β
Ligas α e titânio comercialmente puro		
Grau 1	CP - Ti (0,2Fe - 0,18O)	890
Grau 2	CP - Ti (0,3Fe - 0,25O)	915
Grau 3	CP - Ti (0,3Fe - 0,35O)	920
Grau 4	CP - Ti (0,5Fe - 0,40O)	950
Grau 7	Ti - 0,2Pd	915
Grau 12	Ti - 0,3Mo - 0,8Ni	880
Ti-5-2,5	Ti - 5Al - 2,5Sn	1040
Ti-3-2,5	Ti - 3Al - 2,5V	935
Ligas $\alpha+\beta$		
Ti- 811	Ti - 8Al - 1V - 1Mo	1040
IMI 685	Ti - 6Al - 5Zr - 0,5Mo - 0,25Si	1020
IMI 834	Ti - 5,8Al - 4Sn - 3,5Zr - 0,5Mo - 0,7Nb - 0,35Si - 0,06C	1045
Ti - 6242	Ti - 6Al - 2Sn - 4Zr - 2Mo - 0,1Si	995
Ti - 6 - 4	Ti - 6Al - 4V (0,20O)	995
Ti - 6 - 4 ELI	Ti - 6Al - 4V (0,13O)	975
Ti - 662	Ti - 6Al - 6V - 2Sn	945
IMI - 550	Ti - 4Al - 2Sn - 4Mo - 0,5Si	975
Ligas β		
Ti-6246	Ti - 6Al - 2Sn - 4Zr - 6Mo	940
Ti-17	Ti - 5Al - 2Sn - 2Zr - 4Mo - 4Cr	890
SP-700	Ti - 4,5Al - 3V - 2Mo - 2Fe	900
Beta-CEZ	Ti - 5Al - 2Sn - 2Cr - 4Mo - 4Zr - 1Fe	890
Ti-10-2-3	Ti - 10V - 2Fe - 3Al	800
Beta 21S	Ti - 15Mo - 2,7Nb - 3Al - 0,2Si	810
Ti-LCD	Ti - 4,5 Fe - 6,8 Mo - 1,5Al	810
Ti-15-3	Ti - 15V - 3Cr - 3Al - 3Sn	760
Beta C	Ti - 3Al - 8V - 6Cr - 4Mo - 4Zr	730
B120VCA	Ti - 13V - 11Cr - 3Al	700

Fonte: adaptado de Lütjering e Williams (2007).

O grupo de ligas chamadas ligas α na Tabela 2.1 consiste em vários graus de titânio comercialmente puro que, após recozimento bem abaixo do β *transus*, contêm apenas pequenas quantidades de fase β (2-5 vol%) estabilizada pelo ferro. A fase β é útil no controle do tamanho de grão α recristalizado e melhora a tolerância ao hidrogênio dessas ligas. O titânio TC4, contém um teor mais alto de oxigênio (0,40% peso) e apresenta maior resistência à tração e maior dureza em comparação com outras classes comerciais de titânio puro. Ademais, é geralmente utilizado em aplicações que necessitem de resistência mecânica moderada (MASIKANE *et al.*, 2019).

2.1.2 Ligas de titânio alfa

O titânio comercialmente puro apresenta uma estrutura α , com uma porcentagem em peso de titânio entre 98% e 99,5%, sendo geralmente classificado em quatro graus, de acordo com os níveis de oxigênio, ferro, carbono, nitrogênio e hidrogênio. Os tipos de fases presentes, tamanho e forma do grão, morfologia e distribuição da microestrutura determinam as propriedades mecânicas (POLMEAR *et al.*, 2017), conforme a tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Composição química do titânio comercialmente puro.

Classe	Tensão limite de tração (MPa)	Tensão limite de escoamento 0,2% (MPa)	Limite máximo de impurezas no material (% peso)				
			N	C	H	Fe	O
Liga α							
Grau 1	240	170	0,03	0,08	0,015	0,20	0,18
Grau 2	340	280	0,03	0,08	0,015	0,30	0,25
Grau 3	450	380	0,05	0,08	0,015	0,30	0,35
Grau 4	550	480	0,05	0,08	0,015	0,50	0,40

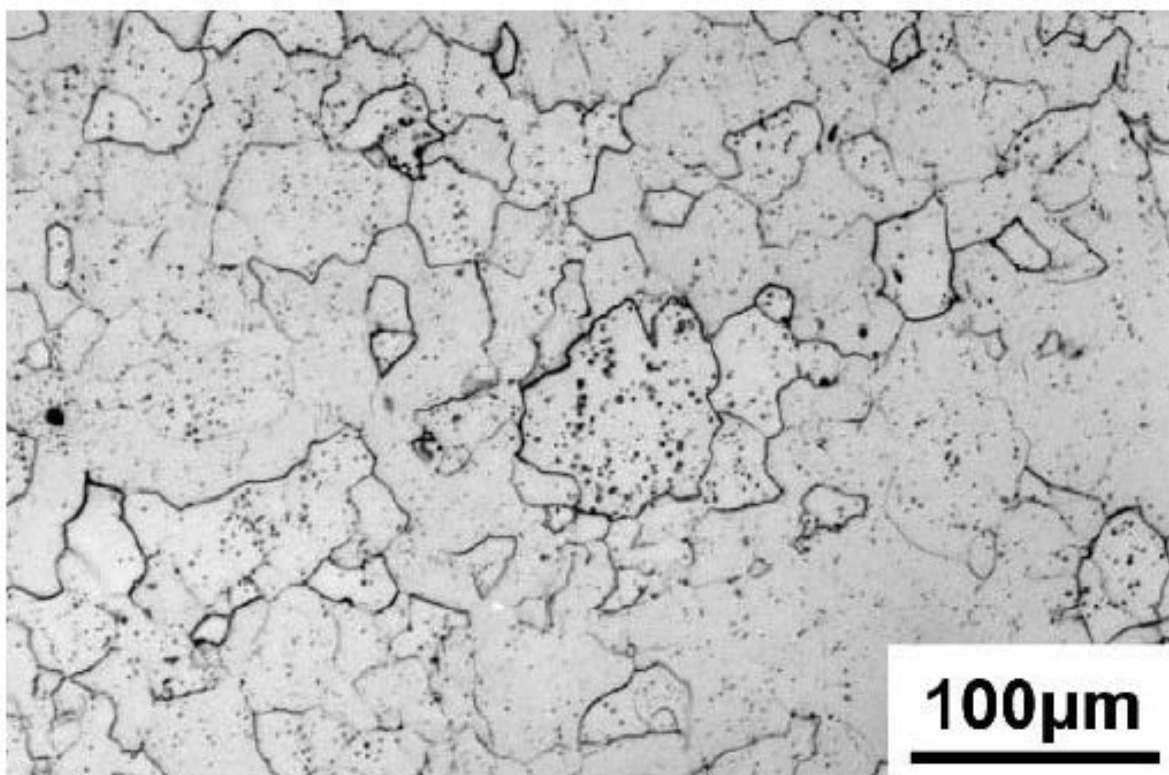
Fonte: adaptado de ASTM (67).

De acordo com Froes (2015), as ligas de titânio comercialmente puro do tipo α são ligas monofásicas α e não exibem fases metaestáveis sendo assim, não apresentam respostas ao tratamento térmico de têmpera, pois, o resfriamento rápido não produz mudanças significativas na microestrutura e propriedades mecânicas do material. Desse modo, o titânio comercialmente puro tem suas propriedades mecânicas alteradas geralmente por encruamento e recozimento subsequente.

A Figura 2.5 apresenta a microestrutura do titânio α com a fase β dispersa. Esta fase β está presente porque sempre há uma pequena quantidade de ferro presente em todos os tipos de

titânio comercialmente puro. O ferro tem uma solubilidade muito baixa na fase α e, portanto, é rejeitado para formar a fase β , tanto durante a solidificação quanto no resfriamento subsequente. O ferro está presente porque ajuda a controlar o tamanho do grão durante a recristalização. Tamanhos de grão menores podem ser usados para aumentar a resistência ao escoamento, conforme descrito pela relação Hall-Petch, quando uma maior resistência é desejada (LÜTJERING; WILLIAMS, 2007).

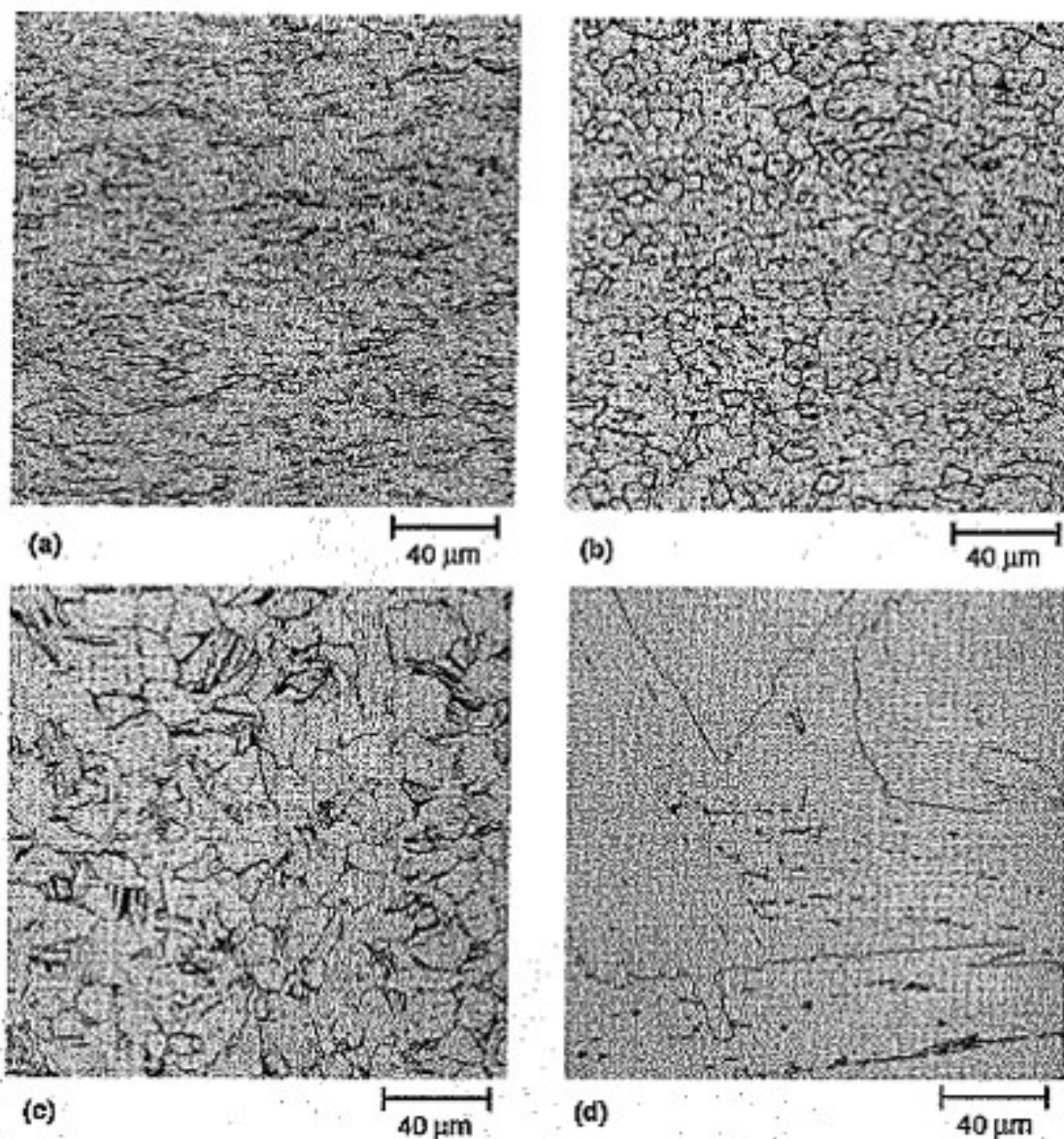
Figura 2.5 – Fase α com a Fase β dispersa na microestrutura do titânio comercialmente puro grau 3.



Fonte: adaptado de Lütjering e Williams (2007).

A adição de elementos α -estabilizadores, β -estabilizadores, encruamento e tratamento térmico de recozimento podem proporcionar alterações na microestrutura do titânio. A Figura 2.6 apresenta imagens do titânio TC4 onde a fase α é representada pelas regiões claras da imagem e a fase β pelas regiões escuras da imagem.

Figura 2.6 – Metalografia do titânio TC4. (a) Grãos alongados resultado de trabalho a frio, (b) Tratamento térmico de recozimento por 2 horas a 700°C e resfriado ao ar, grão α recristalizados e partículas da fase β estabilizadas, (c) Tratamento térmico de recozimento por 1 hora a 900°C resfriado ao ar, grãos α transformados em β e grãos α de forma acicular, (d) Tratamento térmico de recozimento por 2 horas a 1000°C resfriados ao ar, apresenta partículas de TiH e fase β entre os grãos α .



Fonte: adaptado de Voort *et al.* (2004)

2.1.3 Ligas de titânio alfa + Beta

As ligas de titânio $\alpha+\beta$ são ligas na temperatura ambiente que suportam a mistura das fases α e β . O aumento progressivo da quantidade de elementos β -estabilizadores expande o campo β no diagrama de fase da Figura 2.4. Sendo assim, as ligas de titânio $\alpha+\beta$ podem conter um volume na faixa de 10 a 50% da fase β , o que possibilita uma grande variedade de microestruturas principalmente quando comparadas com as microestruturas das ligas do tipo α (LÜTJERING;

WILLIAMS, 2007).

As propriedades das ligas de titânio $\alpha+\beta$ podem ser controladas por tratamento térmico, do qual é utilizado para controlar a microestrutura e a precipitação da fase β que possibilita o controle das propriedades mecânicas e resistência mecânica do material. Entre as ligas de titânio $\alpha+\beta$ a liga de titânio Ti-6Al-4V é a mais utilizada devido a sua resistência mecânica, tenacidade e excelente resistência a corrosão e por ser a liga de titânio mais estudada e aplicada na indústria. Sendo que, a liga de titânio Ti-6Al-4V foi desenvolvida para ser aplicada no setor aeroespacial, porém, essa liga é utilizada também em implantes para tratar ou auxiliar elementos do corpo (DONACHIE, 2000).

2.1.4 Ligas de titânio Beta

As ligas de titânio β possuem uma estrutura cúbica de corpo centrado e apresentam uma microestrutura com fração volumétrica da fase β superior a 50%. A principal característica deste grupo é a capacidade de serem endurecidas por precipitação da fase α , ocasionando o aumento da resistência mecânica sem alterar de maneira significativa a ductilidade do material. As ligas de titânio β podem ser subdividida em ligas β metaestáveis e β estáveis. A liga β metaestável é formada pela decomposição das fases $\alpha+\beta$ quando submetidas a tratamento térmico de envelhecimento que altera a microestrutura e as propriedades mecânicas. Para as ligas β estáveis o tratamento térmico de envelhecimento não produz efeito sobre a microestrutura em virtude da elevada quantidade de elementos betagênicos. As ligas de titânio β são geralmente aplicadas em próteses e implantes ortopédicos devido a sua característica de associar baixo módulo de elasticidade com elevada resistência à corrosão (DEFENSE, 1990).

2.2 Microusinagem

As primeiras ideias de miniaturização de máquinas e produtos são frequentemente atribuídas a Richard Feynman, em 1959. Nessa época, a indústria e a comunidade científica provavelmente não dominavam a tecnologia de microfabricação, porém perceberam a importância de elaborar máquinas e produtos manufaturados em escala reduzida. O objetivo principal, com a diminuição do tamanho das máquinas e dos produtos manufaturados, estava diretamente relacionado ao ganho de espaço físico, aumento de produtividade, fábricas totalmente automatizadas e a possibilidade de expansão da tecnologia para outras áreas do conhecimento, como a medicina, onde seria possível colocar uma máquina dentro de um vaso sanguíneo para fluir até o coração e realizar uma cirurgia, por exemplo (FEYNMAN, 1992).

Contudo, manufaturar componentes em escala reduzida não é uma tarefa corriqueira, em razão dos desafios essencialmente relacionados à precisão, qualidade superficial e geometria do produto final. Assim, na década de 1960, pesquisas foram direcionadas à identificação das principais fontes de erros nos movimentos linear e rotativo das máquinas-ferramentas e ao

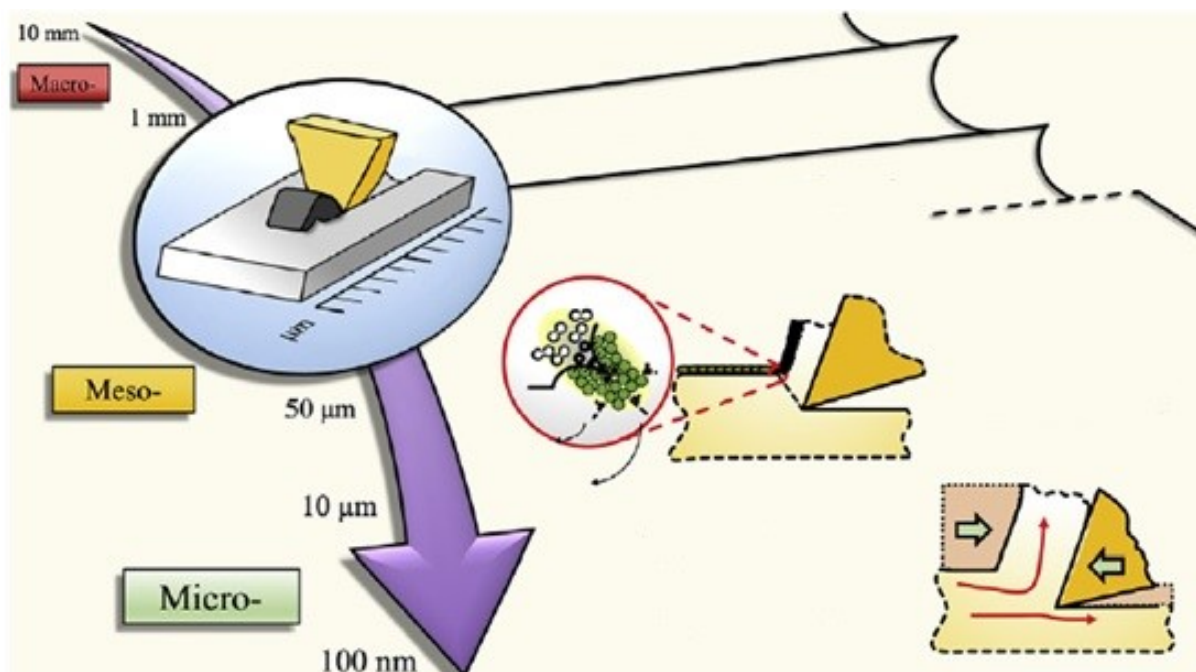
desenvolvimento de eixo-árvore movimentado por ar comprimido com batimento axial e radial da ferramenta de corte inferior a 50 nm (EVANS, 2012).

Na década de 1970, desenvolveu-se o *encoder*, que é basicamente um sensor eletromecânico capaz de quantificar movimentos de rotação e realizar posicionamentos com precisão menor que 100 nm. Conseqüentemente, possibilitou a evolução das afiadoras de ferramentas para produzir ferramentas de corte com raios de aresta menores que 1 μm (BRINKSMEIER; PREUSS, 2012).

Nos anos 1980, foram disponibilizados lasers interferométricos para o controle de posicionamento, implementação das máquinas-ferramentas com controle numérico computadorizado (CNC), em escala industrial, e elaboração de métodos mecânicos e químicos de polimento do raio de ponta da ferramenta. Já na década de 1990, foram lançadas no mercado máquinas de usinagem com múltiplos eixos e rolamentos hidrostáticos, com erros menores que 0,15 μm em um comprimento de usinagem de 300 mm.

Assim, a miniaturização de componentes vem sendo estudada desde a década de 1960, mas foi a partir da década de 1990 que a tecnologia se expandiu e tem sido foco de atenção até os dias atuais (SAMUEL *et al.*, 2020). Dentre as técnicas de miniaturização de componentes, podemos citar a microusinagem, que é relatada como um meio para produção de micro e meso-componentes (Figura 2.7), com o objetivo de ser uma importante ferramenta na manufatura de peças com alta ou ultra-precisão.

Figura 2.7 – Ordem de grandeza das escalas macro, meso e micro.

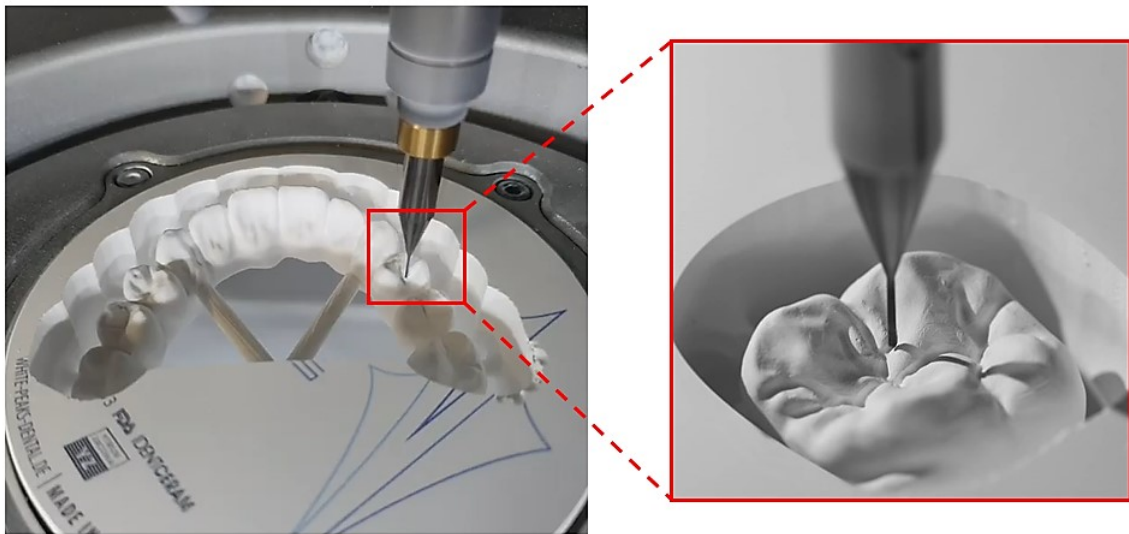


Fonte: adaptado de Lee e Wang (2020).

Neste contexto, é notável o desenvolvimento tecnológico dos sistemas microeletrome-

cânicos, que, inicialmente, impulsionaram as pesquisas na construção de circuitos integrados utilizados principalmente nos setores automotivo, aeroespacial, óptico e biomédico (GENTILI; TABAGLIO; AGGOGGERI, 2005). Além dos circuitos integrados, vale ressaltar também as aplicações da microusinagem na indústria médica e odontológica, em que a miniaturização de implantes e instrumentos cirúrgicos é importante para se realizar cirurgias menos invasivas, conforme apresentado na Figura 2.8.

Figura 2.8 – Microfresamento de prótese dentária para reabilitação oral.



Fonte: adaptado de Rsteamsc (2020).

No entanto, ainda não existe uma definição na comunidade científica sobre o que deve ser considerado uma condição de microusinagem. Tipicamente, ela é definida embasando-se no tamanho da ferramenta, tamanho de grão do material e espessura do cavaco produzido. Desta maneira, Masuzawa (2000) definiu, de forma qualitativa, microusinagem como a usinagem de componentes “muito pequenos” e facilmente usinados. Esta interpretação está relacionada ao fato de Masuzawa acreditar que a definição de microusinagem pode variar de acordo com a época, pessoa, método de usinagem, tipo de produto ou material usinado.

Chae, Park e Freiheit (2006) definiram microusinagem baseando-se no tamanho dos produtos usinados, considerando-se que as dimensões dos produtos podem variar desde dezenas de micrometros a alguns milímetros. Porém, tecnicamente esta definição torna-se genérica, em razão de não delimitar o microfresamento, pois as microfresas são comumente utilizadas como recurso na mesousinagem para realizar gravações, ranhuras, usinagem de “cantos” em moldes, dentre outras aplicações. Segundo Wang *et al.* (2016) a operação de microfresamento ocorre quando o diâmetro da ferramenta encontra-se na faixa de 25-1000 μm e a_p na faixa de 2-50 μm .

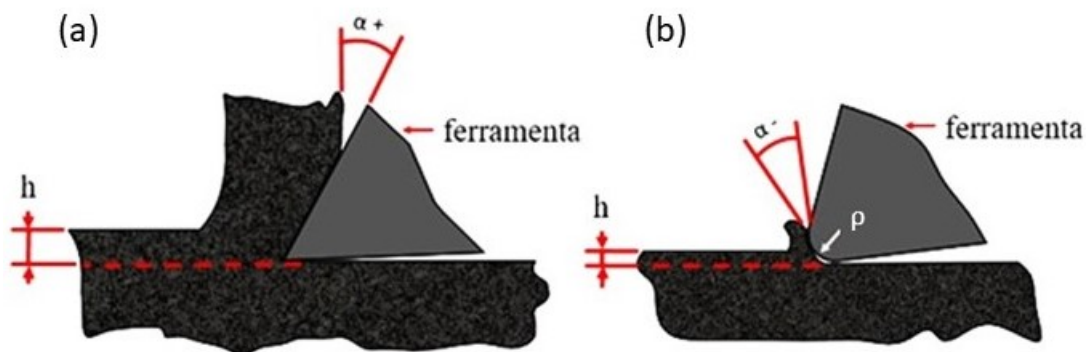
Desta maneira, ainda não há uma definição universal na comunidade científica para microusinagem ou microfresamento. Portanto, adotou-se a definição de Camara *et al.* (2012), na qual o microfresamento é determinado como uma operação de usinagem que ocorre quando o

diâmetro da ferramenta possuir dimensões entre 1 e 1000 μm , sendo a que mais se alinha com o objetivo proposto neste estudo.

Sendo assim, pode-se sugerir que o microfresamento apresenta similaridades ao mesofresamento em relação às características da operação de usinagem. Porém, no microfresamento, a relação entre a unidade de material removido e o tamanho do raio de aresta da ferramenta de corte torna-se relevante, indicando que o raio de aresta da ferramenta e o tamanho de grão do material são os principais fatores para ocorrência do efeito escala (OLIVEIRA *et al.*, 2015).

Apesar das semelhanças com o mesofresamento, no microfresamento, a suposição de uma aresta de corte perfeitamente afiada não é válida. Assim, os fenômenos envolvidos durante a remoção do material, como força de usinagem, formação de rebarba, rugosidade, desgaste de ferramenta e formação do cavaco, são diferentes dos da mesousinagem. Devido à redução de escala da ferramenta de corte, o raio de aresta torna-se significativo em comparação com a espessura do material a ser removido. Em tal situação, quando a espessura de corte (h) é tipicamente menor que o raio da aresta de corte (ρ), acredita-se que não haverá formação do cavaco, e sim a compressão do material pela aresta de corte da ferramenta (Figura 2.9). Este comportamento é comumente conhecido como efeito escala (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009).

Figura 2.9 – Efeito escala. (a) Aresta de corte no mesofresamento e no microfresamento. (b) Ângulo de saída efetivo negativo.



Fonte:

adaptado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

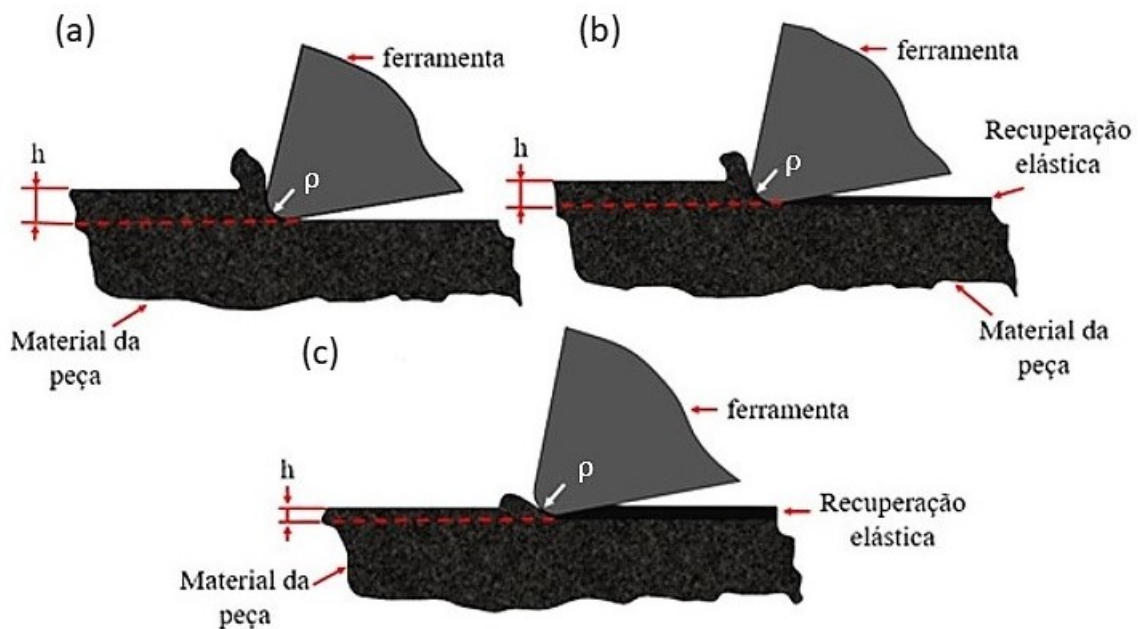
Geralmente, o efeito escala pode ser notado na produção de peças metálicas devido às deformações elástica e plástica, comumente observadas neste tipo de material. Além disso, este fenômeno não é exclusivo do processo de microusinagem, podendo ser observado em outros processos de fabricação, como, por exemplo, no microforjamento (ZHENG *et al.*, 2019).

Na microusinagem, o efeito escala pode ser relacionado a dois aspectos diferentes. O primeiro é quando o raio da aresta de corte da ferramenta e a espessura de corte são da mesma ordem de magnitude; já o segundo é devido ao efeito da microestrutura do material, onde, comumente, o material não pode ser assumido como isotrópico (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006). Deste modo, diversos estudos foram e são realizados para averiguar os

efeitos provocados pelo efeito escala nos processos de fabricação (SON; LIM; AHN, 2005), (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006), (CÂMARA *et al.*, 2016), (JACKSON *et al.*, 2017), e (YE; XUE, 2019).

Chae, Park e Freiheit (2006) analisaram o mecanismo de corte na microusinagem e propuseram três possíveis situações que ocorrem durante este processo. Para a primeira situação, devido ao fato da espessura de corte ser maior que a espessura crítica ($h > h_m$), ocorre somente o mecanismo de cisalhamento do material, conforme ilustrado na Figura 2.10a. Já para o segundo caso, quando a espessura de corte for igual à espessura crítica ($h \cong h_m$), o cavaco começa a se formar por meio do cisalhamento; porém, ocorre uma mudança de fluxo do material, que proporciona o seu deslizamento abaixo da superfície de folga da ferramenta (Figura 2.10b). Neste contexto, a deformação plástica, com subsequente recuperação elástica do material, apresenta uma maior parcela pelo mecanismo de sulcamento. Por fim, quando a espessura de corte for menor que a espessura crítica ($h < h_m$), o cisalhamento passa a não ter atuação, e a formação do cavaco não ocorre. Nessa situação, predomina o mecanismo de sulcamento pelo “esmagamento” do material por uma parcela da aresta de corte e pela superfície de folga da ferramenta (Figura 2.10c).

Figura 2.10 – Efeito da espessura de corte na formação do cavaco. (a) Formação do cavaco por cisalhamento. (b) Mecanismo de sulcamento e cisalhamento na formação do cavaco. (c) Mecanismo de sulcamento sem formação do cavaco.

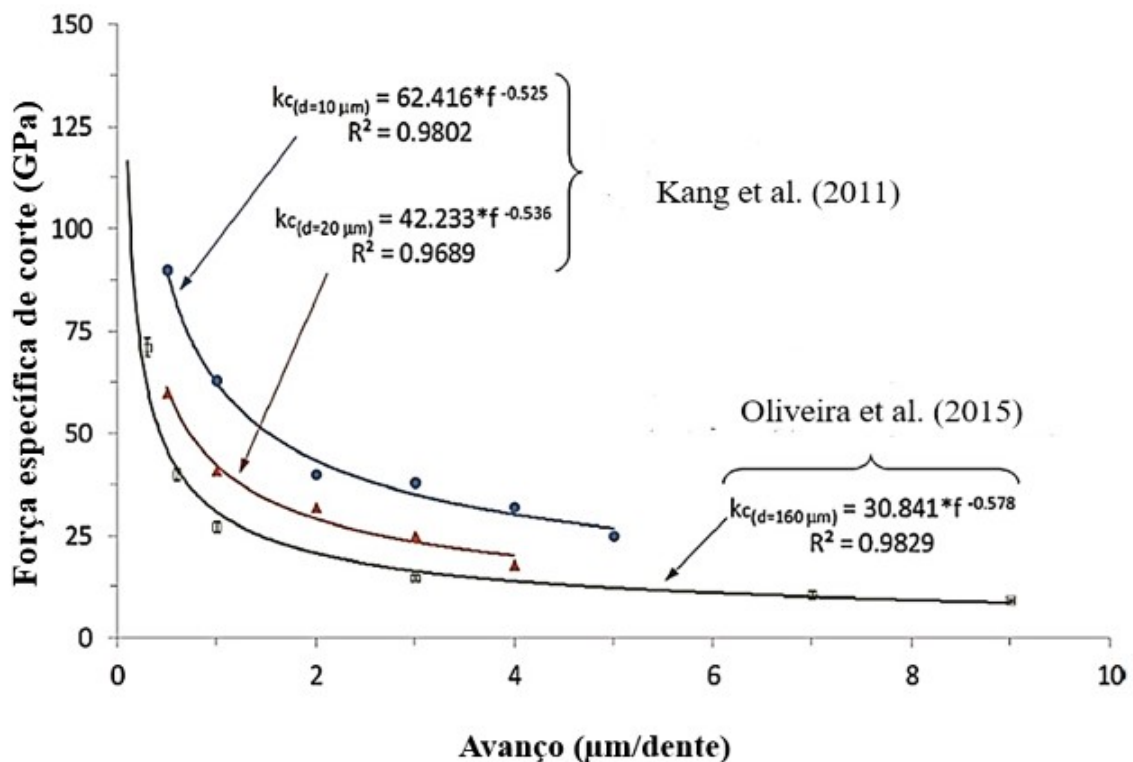


Fonte: adaptado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

O efeito escala é substancialmente dependente da relação entre a espessura de corte e o raio de aresta da ferramenta. Oliveira *et al.* (2015) estudaram o efeito escala com a variação dos parâmetros de entrada f_z e a_p durante o microfresamento do aço AISI 1045 com dureza de 204 HV. O objetivo principal do estudo foi analisar o comportamento do consumo de energia para

formação do cavaco durante a usinagem. Os autores verificaram que a força específica de corte reduziu à medida que a a_p aumentou, independentemente do valor do f_z avaliado, indicando que, o raio de aresta passa a não ter influência na formação do cavaco quando a espessura de corte é maior que a espessura crítica de corte para a formação do cavaco. Por outro lado, quando o f_z é menor que o raio de aresta, ocorreu o aumento não linear da força específica de corte. Esse fato pode ser atribuído à diminuição da probabilidade da aresta da ferramenta em encontrar defeitos na estrutura cristalina do material. Dessa forma, a ferramenta, provavelmente, não removerá o material da peça na forma de cavaco, mas sim comprimi-lo-á, ou seja, ocorrerá a ação do mecanismo de sulcamento. Resultados similares foram encontrados por Kang, Kim e Seo (2008), conforme apresentado na Figura 2.11.

Figura 2.11 – Influência do f_z na força específica de corte.

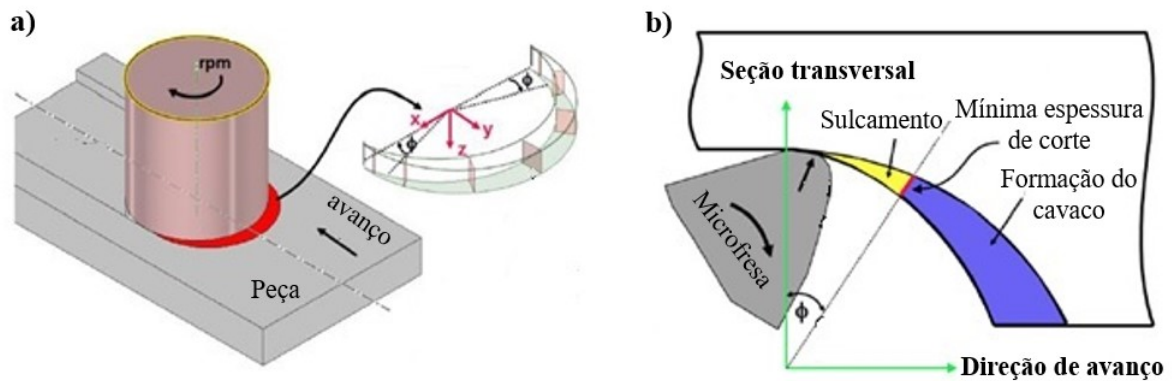


Fonte: adaptado de Oliveira *et al.* (2015).

O microfresamento de topo é uma operação de usinagem com corte interrompido onde ocorre a variação da espessura de corte durante o movimento de revolução da microfresa (Figura 2.12a). Portanto, a espessura de corte aumenta de zero na entrada do canal até o valor máximo no centro do canal e depois diminui até zero até a saída do canal (Figura 2.12b). Por causa, da espessura crítica de corte é inevitável encontrar regiões onde o material da peça foi deformado pelo mecanismo de sulcamento durante a passagem da ferramenta. Logo, pode-se inferir que as regiões predominantes do mecanismo de sulcamento do material estão localizadas geralmente no início e no final da trajetória da aresta de corte, ou seja, quando a aresta de corte está entrando e saindo da peça. Nessas regiões, a espessura de corte do material pode ser menor que a espessura

crítica de corte para remover o cavaco. Como resultado, forma-se um ângulo de saída efetivo da ferramenta mais negativo, o que afeta a magnitude das forças de usinagem devido a um maior volume de material que é deformado plasticamente pela aresta de corte. Conseqüentemente, ocorre um aumento significativo da energia específica de corte, ou força específica de corte (LIU; DEVOR; KAPOOR, 2007).

Figura 2.12 – Efeito escala no fresamento frontal. (a) Vista em perspectiva do microfresamento frontal. (b) Região de transição do mecanismo de sulcamento para a formação de cavacos.



Fonte: adaptado de Erçetin, Aslantas e Özgün (2020).

Quando a espessura de corte é maior que espessura crítica de corte, o mecanismo de cisalhamento e sulcamento coexistem durante a formação do cavaco. Como pode ser verificado na Figura 2.12b, o canal pode ser dividido em duas regiões, incluindo a região dominada pelo mecanismo de sulcamento do material e a região onde o material da peça foi removido pelo mecanismo de cisalhamento.

Conforme relatado, na operação de fresamento a espessura de corte é variável ao longo da revolução de cada dente da ferramenta de corte. Para determinar a espessura do cavaco alguns pesquisadores propuseram modelos matemáticos para otimizar a qualidade dos produtos usinados. A seguir são apresentados os principais modelos para estimar a espessura do cavaco na operação de fresamento.

Martellotti (1941) formulou um modelo para estimar a espessura do cavaco no mesofresamento. Em seu estudo, Martellotti apresentou que a fresa segue um caminho trocoidal. Este modelo assume que o percurso da ferramenta é circular e que a relação entre o f_z e o raio da aresta de corte (ρ) é insignificante.

$$h = R + f_z \sin \Theta - \sqrt{(R^2 - f_z^2 \cos^2 \Theta)} \quad (2.1)$$

Onde R é o raio da fresa, f_z é o avanço por dente e θ é o ângulo de contato da ferramenta com a peça.

Bao e Tansel (2000) desenvolveram um modelo de espessura de cavaco para a trajetória trocoidal da ferramenta, considerando a natureza da formação da espessura do cavaco no microfresamento. O modelo de espessura de cavaco obtido é apresentado abaixo na equação 2.2.

$$h = f_z \text{sen}\Theta - \frac{N}{2\pi R} f_z^2 \text{sen}\Theta \cos\Theta + \frac{1}{2R} f_z^2 \cos^2\theta \quad (2.2)$$

Onde N é o número de aresta de corte da ferramenta.

Li, Liu e Li (2001) propuseram um modelo (equação 2.3) no qual a trajetória da ferramenta de corte foi analisada e simulada com o intuito de encontrar uma relação matemática entre a trajetória da aresta de corte da ferramenta e o ângulo de contato entre a ferramenta e a peça..

$$h = R \left[1 - \sqrt{1 - \frac{2f_z \text{sen}\Theta}{R + \frac{Nf_z}{2\pi} \cos\Theta} - \frac{f_z^2 \cos(2\Theta)}{\left(R + \frac{Nf_z}{2\pi} \cos\Theta\right)^2} + \frac{f_z^3 \text{sen}\Theta \cos^2\Theta}{\left(R + \frac{Nf_z}{2\pi} \cos\Theta\right)^3}} \right] \quad (2.3)$$

Mamedov e Lazoglu (2016a) apresentaram avaliação comparativa dos modelos apresentados examinando seus efeitos diretos na previsão da força de usinagem. Os resultados mostraram que o modelo de espessura de cavaco desenvolvido por Li, Liu e Li (2001) possui o menor desvio médio quadrático e o maior coeficiente de determinação (R^2), o que denota que este modelo apresenta melhor ajuste com os resultados experimentais.

Com o intuito de determinar a espessura crítica de corte, Son, Lim e Ahn (2005) sugeriram um modelo analítico que considera a influência do atrito na interface peça-ferramenta para prevê-la durante a usinagem. O modelo desenvolvido apresenta a espessura crítica de corte em função do raio da aresta de corte e do ângulo de atrito (β , isto é, razão entre a força tangencial e a força normal), conforme apresentado na Equação 2.4.

$$h_m = \rho \left(1 - \left(\cos \frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2} \right) \right) \quad (2.4)$$

Na equação 2.4 β pode ser determinado pela equação 2.5.

$$\cos \beta = \frac{1}{\sqrt{1 + \mu^2}} \quad (2.5)$$

Onde:

ρ : raio de aresta de corte (μm)

β : ângulo de atrito (grau)

μ : coeficiente de atrito (adimensional)

Estudo similares foram realizados por Yuan, Zhou e Dong (1996), que avaliaram a relação entre o coeficiente de atrito, o raio da ferramenta e as forças de usinagem sobre a espessura crítica

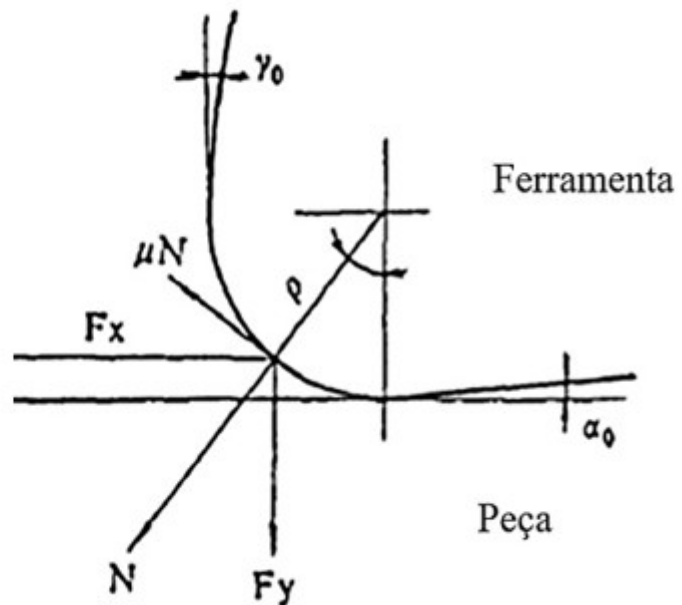
de corte (Figura 2.13). Os autores desenvolveram a Equação 2.6 para determinar a espessura crítica de corte em função das componentes da força de usinagem, raio de aresta e coeficiente de atrito.

$$h_m = \rho \left(1 - \frac{F_y - \mu F_x}{\sqrt{F_x^2 + F_y^2(1 + \mu^2)}} \right) \quad (2.6)$$

Figura 2.13 – Relação entre a espessura crítica de corte e o raio de aresta de corte da ferramenta.

Onde:

ρ : raio de aresta de corte
 μ : coeficiente de atrito
 F_x : Força na direção x
 F_y : Força na direção y
 N : força normal
 γ_0 : ângulo de saída
 α_0 : ângulo de folga



Fonte: adaptado de Yuan, Zhou e Dong (1996).

Apesar dos modelos analíticos de Son, Lim e Ahn (2005) e Yuan, Zhou e Dong (1996) terem sido validados experimentalmente pelos autores, ressalta-se que o atrito pode não ser constante durante a usinagem. Alterações nas interfaces cavaco-ferramenta e peça-ferramenta podem ocorrer em função da formação de aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta e pelo aumento de temperatura na região de corte, que provoca o amaciamento térmico do material e consequentemente alterações no coeficiente de atrito.

De forma complementar, Kim, Mayor e Ni (2004), Sahoo *et al.* (2018) e Vipindas, Anand e Mathew (2018) investigaram, por meio de ensaios experimentais, o valor da espessura crítica de corte, constatando-se que essa deve ser de aproximadamente de 25-30% do valor do raio de aresta da ferramenta.

Nesse sentido, com a diminuição do raio da aresta de corte da ferramenta, maior atenção deve ser destinada à diferença de tamanho de grão, orientação cristalográfica e propriedades mecânicas dos materiais. Quando o tamanho do grão é relativamente maior ou da mesma ordem de magnitude que a espessura de corte, pode ocorrer a usinagem de um único grão do material.

Portanto, a influência da microestrutura do material pode causar instabilidades nas forças de usinagem, danos na ferramenta de corte e prejudicar a dimensão final da peça, além de influenciar na formação de rebarbas e piorar a rugosidade (WU *et al.*, 2015).

Além do efeito escala, durante o microfresamento é necessário considerar a baixa condutividade térmica do material. Essa propriedade térmica favorece a concentração do calor gerado na zona de corte e, conseqüentemente, acelera o desgaste da aresta de corte, afetando a integridade da superfície usinada (POLINI; TURCHETTA, 2016).

Portanto, para superar tais desafios, novos métodos estão sendo introduzidos, como o fresamento trocoidal. A estratégia trocoidal mostra-se eficiente em relação ao fresamento convencional na mesousinagem, para o desbaste em materiais com baixo índice de usinabilidade, uma vez que reduz o ângulo de contato, a temperatura de corte, o desgaste e os esforços de corte sobre a ferramenta. Guimu *et al.* (2003) alertaram sobre o fato de que a redução do ângulo de contato entre a ferramenta e a peça conduz ao aumento das vibrações mecânica na usinagem do titânio comercialmente puro e suas ligas. Os autores explicaram tal associação em função do baixo módulo de elasticidade (105 GPa), o que favorece a recuperação elástica do material e contribui para maior área de contato da região de flanco da ferramenta com a peça. Essa situação colabora para o aumento das vibrações mecânicas e piora do acabamento da superfície.

2.2.1 Trajetória da ferramenta

A trajetória da ferramenta determina os movimentos para realizar a remoção de material da peça na forma de cavaco. Geralmente, é estabelecida por meio de programação manual ou pela escolha de uma ou mais estratégias de usinagem em um *software* do tipo CAM (Manufatura Assistida por Computador) em que um algoritmo estipula, por meio dos parâmetros de entrada, como a usinagem será determinada.

Ceretti, Giardini e Attanasio (2004) afirmaram que a definição do tipo de estratégia de usinagem depende de vários fatores: geometria e material da peça, acabamento superficial desejado, opções disponíveis no *software* CAM e o tipo de máquina CNC utilizada. Portanto, as máquinas, as ferramentas e o algoritmo de programação utilizados para se calcular a trajetória da ferramenta no *software* CAM precisam ser bem coordenados para que possam produzir o percurso de usinagem.

Segundo Niaki, Pleta e Mears (2018) a necessidade de estratégias de usinagem alternativas a trajetória da ferramenta convencional, têm sido enfatizadas devido aos desafios encontrados principalmente na usinagem de peças com geometrias complexas e/ou na usinagem de materiais de difícil usinabilidade, como ligas à base de titânio ou níquel. A alta resistência e baixa usinabilidade dessas ligas têm um impacto significativo no desgaste da ferramenta e afeta diretamente na qualidade da peça usinada. As estratégias alternativas de usinagem que minimizam o desgaste da ferramenta em condições de corte mais agressivas, como o fresamento TPC, permitem maior

a_p ou velocidade de avanço para aumentar a produtividade.

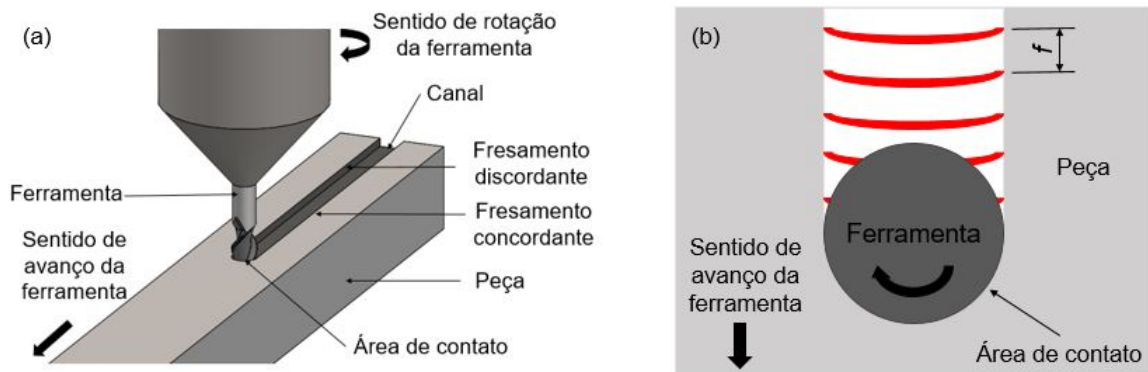
Diante da importância das trajetórias da ferramenta, Kuram e Ozcelik (2016) investigaram a influência das estratégias de fresamento zigue-zague (movimentos alternados paralelos) e *raster* (movimentos horizontais paralelos) no sentido de corte discordante e concordante sobre o desgaste da ferramenta durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. Os ensaios foram conduzidos com velocidades de corte de 15, 25 e 35 m/min, $f_z = 1,63, 3, 3,26$ e $3,75 \mu\text{m/dente}$, a_p de $60 \mu\text{m}$ e com microfresas de diâmetro de $400 \mu\text{m}$ revestidas com TiNAl. Verificou-se que a trajetória de fresamento do tipo *raster*, no sentido de corte concordante, foi a melhor estratégia dentre as avaliadas em termos de desgaste, por causa das menores tensões cíclicas, o que favoreceu a redução da formação de microtrincas na aresta de corte. A trajetória zigue-zague apresentou o pior desempenho, porque, assim como na mesousinagem, o tempo de contato entre a peça e a ferramenta de corte foi maior em relação a trajetória *raster*, provocando a elevação da temperatura na região de contato, a qual deteriorou a aresta de corte da ferramenta.

Embora as trajetórias anteriores apresentem benefícios, elas se mostram ineficiente na usinagem de canais de materiais de elevada dureza ou resistentes ao calor. Essa adversidade está relacionada com ao arco de contato entre a ferramenta e a peça ou com as mudanças bruscas de direção que induzem vibrações em decorrência da não homogeneidade na região de contato entre ferramenta e a peça.

Para a usinagem de canais na operação de fresamento comumente é empregado as trajetórias da ferramenta TUC e TPC;

- O fresamento TUC de canais foi uma das primeiras estratégias de fabricação utilizadas pelos operadores de máquinas desde o surgimento da tecnologia de fresamento CNC devido à sua simplicidade de programação. A trajetória da ferramenta TUC consiste geralmente no fresamento de canais com uma fresa de topo e a superfície usinada é perpendicular ao eixo de rotação da fresa. No fresamento de topo ocorrem simultaneamente os movimentos de corte discordante e concordante. Sendo que, o movimento discordante de corte ocorre quando a direção de avanço da fresa é oposta à sua rotação e no movimento concordante de corte a fresa avança no sentido da rotação. Para este tipo de trajetória da ferramenta a penetração de trabalho é igual ao diâmetro da ferramenta e a taxa de remoção de material depende da a_p , diâmetro da ferramenta e velocidade de avanço que formam a área de contato entre a ferramenta e a peça. Por sua vez, por esta razão, as forças de corte geradas na direção radial da ferramenta aumentam. Além disso, um aspecto negativo é a transferência de calor gerado durante o processo de usinagem. Como a ferramenta fica confinada entre as paredes do canal, a remoção de cavacos é outro problema a ser considerado. A principal razão é que o cavaco fica preso entre as bordas do canal. Se o material a ser usinado for frágil, a ferramenta não terá problemas para remover o cavaco, pois ele se quebra em pequenos fragmentos. No caso de materiais com caráter dúctil, o cavaco é mais longo e tenaz, de modo que a ferramenta sofre uma sobrecarga para deformar o cavaco. A Figura 2.14 apresenta a trajetória da ferramenta TCU de um canal.

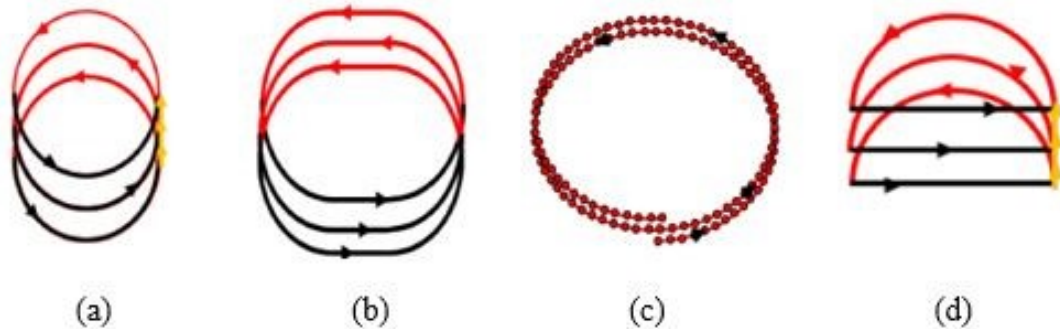
Figura 2.14 – trajetória da ferramenta convencional: (a) projeção em perspectiva isométrica da trajetória da ferramenta convencional e (b) projeção da vista superior da trajetória da ferramenta convencional.



Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

- O método de fresamento TPC foi originalmente desenvolvido para desbaste de cavidades de materiais difíceis de usinar, como aços endurecidos e materiais de superligas resistentes ao calor. É também uma técnica utilizada para usinar outros materiais, principalmente em aplicações sensíveis a vibrações. O fresamento TPC é amplamente utilizado quando é necessário criar canais mais largos que o diâmetro da ferramenta de corte. Nos últimos anos, o fresamento TPC surgiu como uma alternativa para as técnicas convencionais de desbaste. A trajetória TPC é empregada com o objetivo de manter o arco de contato constante durante a usinagem, permitindo mudanças suaves de direção, reduzindo, assim, o desgaste da ferramenta e as vibrações na usinagem (MING; CE; HAFEEZ, 2019). A trajetória trocoidal é definida basicamente como a combinação de um movimento circular ou elíptico com um movimento simultâneo e uniforme da ferramenta de corte (Figura 2.15). Como resultado, o raio da trajetória é constante, criando uma condição de fresamento favorável em termos da redução do arco de contato entre a ferramenta e a peça, o que possibilita a diminuição dos esforços de corte atuantes na aresta de corte (OTKUR; LAZOGLU, 2007). Além disso, geralmente, a estratégia de usinagem TPC é utilizada em operações de desbaste ou semi desbaste, onde o objetivo é a máxima retirada de material por meio de elevados valores de a_p .

Figura 2.15 – trajetória da ferramenta TPC. (a) Fresamento TPC na forma de círculo. (b) Trajetória quasi-TPC descrita por arcos e linhas retas. (c) Trajetória TPC na forma elíptica descrita por linhas curtas entre vários pontos e (d) semi circular ou semi elíptica descrita pela metade do círculo ou metade da elipse e linha reta.



Fonte: adaptado de Niaki *et al.* (2019).

A trajetória TPC permite encurtar o tempo de trabalho individual da aresta de corte, prolongando assim o tempo de permanência das mesmas fora do material. Isso resulta em resfriamento eficaz e maior durabilidade da ferramenta. A condução dos ensaios com a trajetória TPC permite não utilizar ou reduzir o consumo de fluidos refrigerantes. Isso permite reduzir os custos relacionados a fluidos no processo de usinagem. Outra consequência é o aumento da durabilidade da aresta de corte pela redução dos choques térmicos causados pelo uso da refrigeração (SZALÓKI; CSUKA; SIPOS, 2014).

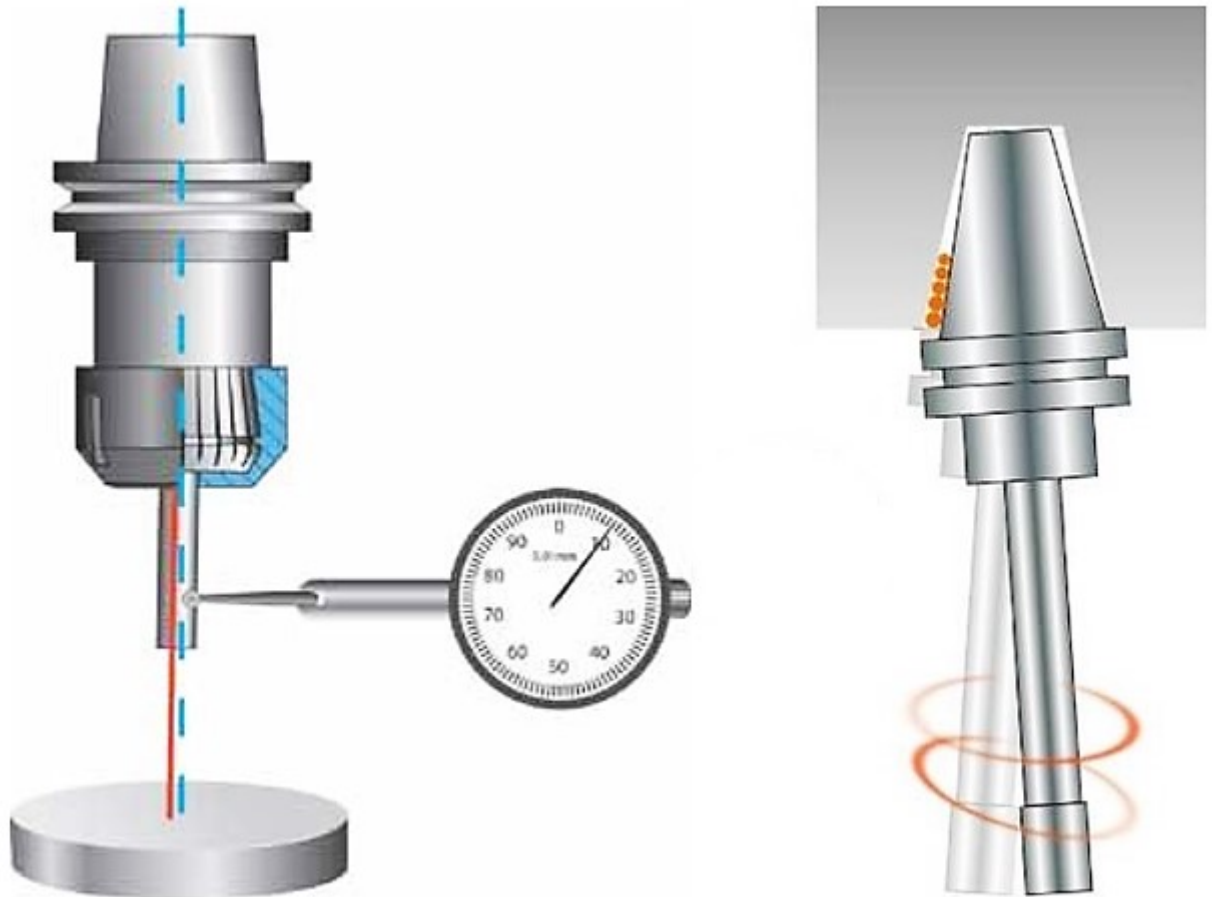
Ao contrário da trajetória TUC, geralmente, a trajetória da ferramenta TPC possibilita a usinagem com uma penetração de trabalho (a_e) menor e uma profundidade de usinagem (a_p) maior, sendo que a espessura média do cavaco é reduzida, devido ao movimento circular ou elíptico da trajetória. Consequentemente, ocorre menor carregamento mecânico e térmico na aresta de corte, favorecendo, assim, a utilização de velocidade de avanço e a_p maiores, resultando em um tempo de usinagem menor quando comparado ao da trajetória TUC (DUCROUX *et al.*, 2019). Contudo, com a redução do ângulo de contato, deve-se estipular uma velocidade de avanço para que a espessura média do cavaco não seja menor que o raio de aresta, evitando, assim, o aumento da energia específica de corte, ou seja, o efeito escala.

Uhlmann *et al.* (2013) compararam o consumo energético e o tempo de usinagem durante o fresamento TUC e o fresamento TPC da liga Ti-6Al-4V. Foi constatado que, durante o fresamento TPC, é possível reduzir o consumo energético e o tempo de usinagem entre 15 e 35% em relação à trajetória TUC. As razões para isso são que, no fresamento TPC, as taxas de remoção de material são mais elevadas, em razão dos maiores valores utilizados como parâmetros de usinagem.

Já na operação de microfresamento, é comum a aresta de corte apresentar um desvio em sua trajetória, em função do batimento radial (Figura 2.16), proveniente de um acúmulo de erros

dimensionais ou geométricos que podem ser vinculados à fabricação da ferramenta de corte, ao sistema de fixação da ferramenta e/ou à inexactidão do eixo-árvore da máquina. Portanto, vale ressaltar que, quando houver o batimento radial da ferramenta, a trajetória TUC da aresta de corte será uma trajetória elíptica, ou seja, TPC (CHEN *et al.*, 2017).

Figura 2.16 – Efeito do desbalanceamento radial na microfresa. (a) Excentricidade durante o movimento de giro. (b) Desvio da trajetória das arestas de corte durante a usinagem.



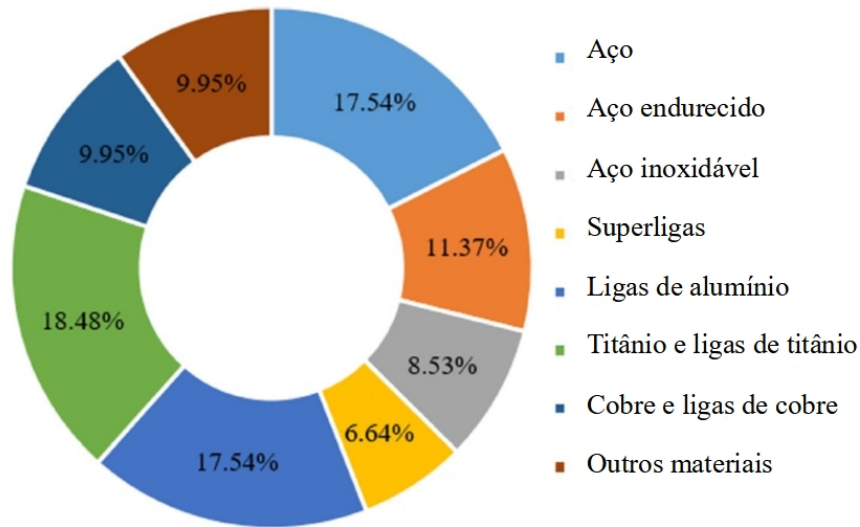
Fonte: adaptado de Zhang *et al.* (2019a).

De maneira geral, no microfresamento, as trajetórias da ferramenta não apenas exigem tolerâncias mais estreitas, para maior exatidão, mas também precisam ser adequadas para reduzir as forças de usinagem, manterem a carga constante e evitarem quebras prematuras da ferramenta (DIMOV *et al.*, 2004). Teoricamente, o fresamento TPC é benéfico para a operação de microfresamento; entretanto, existem desafios para sua implementação em ensaios experimentais, pois as microfresas são mais suscetíveis à fratura, à carga irregular na aresta de corte e à deflexão. Dessa forma, devem-se monitorar os parâmetros de entrada no *software* CAM, para garantir que a ferramenta tenha maior chance de sucesso durante a aplicação da trajetória TPC no microfresamento.

2.2.2 Microfresamento do titânio comercialmente puro e suas ligas

Balázs *et al.* (2020) realizaram uma revisão na literatura e verificaram que o titânio comercialmente puro e sua ligas representam 18,48% dos materiais microusinados, conforme representado na Figura 2.17.

Figura 2.17 – Grupos de materiais microusinados.



Fonte: adaptado de Balázs *et al.* (2020)

Segundo Miranda *et al.* (2018) e Wegener *et al.* (2016), com relação ao material da peça usinada, o titânio comercialmente puro e suas ligas trazem alguns desafios durante a usinagem, como o menor módulo de elasticidade (103-107 GPa), em comparação aos aços (190-210 GPa), fazendo com que o material tenha maior retorno elástico sobre o raio de aresta da ferramenta de corte. Tal característica propicia maiores forças de compressão na face de flanco, maior deflexão da ferramenta, devido às forças de corte, que causam vibrações mecânicas. Diante disso, ocorre elevação das tensões sobre a aresta de corte da ferramenta, e, além disso, essas condições também favorecem o desgaste de cratera e de flanco da ferramenta, devido à alta afinidade química com todos os materiais de ferramentas de corte.

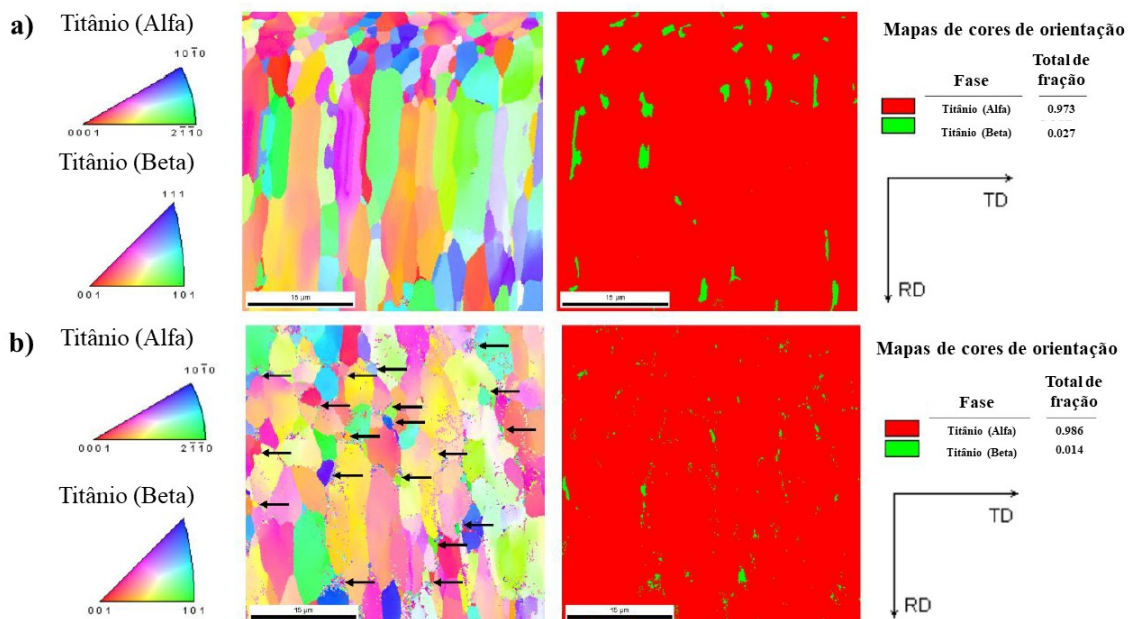
Bandapalli *et al.* (2016) realizaram o microfresamento do titânio comercialmente puro grau 2 com ferramentas de 500 μm de diâmetro, variando a velocidade de corte (31, 63 e 94 m/min) e a a_p (10, 25 e 40 μm). Os melhores resultados foram encontrados para as maiores velocidades de corte e menores a_p , garantido menores valores de rugosidade e forças de usinagem.

Conduzindo um estudo similar Miranda *et al.* (2018) efetuaram o microfresamento a seco de vinte e nove canais de titânio comercialmente puro grau 2, variando três parâmetros de entrada velocidade de corte, f_z e a_p com objetivo de avaliar o desgaste de ferramenta e otimizar os parâmetros de entrada, para minimizar a deterioração prematura da aresta de corte. Os ensaios

foram conduzidos com microfresas revestidas com TiNAl, com duas arestas de corte, ângulo de hélice de 30° e diâmetro de $500 \mu\text{m}$. Antes da execução dos ensaios, as ferramentas foram inspecionadas por meio do MEV. Deste modo, constatou-se que, dentre um lote de trinta ferramentas, apenas dezoito foram escolhidas para os ensaios, em razão das outras doze ferramentas apresentarem desvios dimensionais ou geométricos nas arestas de corte. Após análise estatística por ANOVA (Análise de Variância), foi verificado que o principal parâmetro que afetou o desgaste de ferramenta foi a a_p . Além disso, identificou-se que a microfresa alcançou maior longevidade para valores de velocidade de corte entre 51 e $58,88 \text{ m/min}$, f_z entre 0,2 e $0,65 \mu\text{m/dente}$ e a_p de $50 \mu\text{m}$.

Ahmadi *et al.* (2018) propuseram explicar a influência da operação de microfresamento na textura cristalográfica e microestrutura da liga de Ti-6Al-4V utilizando a análise EBSD (difração de elétrons retroespalhados). Os ensaios foram conduzidos com microfresas de $400 \mu\text{m}$ de diâmetro, velocidade de corte de $35,17 \text{ m/min}$, f_z de $1,5 \mu\text{m}$ e a_p de $30 \mu\text{m}$. Com base nos resultados de EBSD, os autores sugeriram a ocorrência de uma possível recristalização dinâmica na microestrutura usinada. Nesse sentido, Mamedov e Lazoglu (2016b) e Özel, Olleak e Thepsonthi (2017) relataram que as temperaturas podem alcançar até 700°C na interface peça-ferramenta durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. O aumento da temperatura, acompanhado por uma taxa de deformação relativamente alta, pode elevar a densidade de discordâncias e a formação de estruturas celulares (subgrãos), com defasagem de orientação cristalográfica entre as células (recuperação), conforme apresentado na Figura 2.18. Além disso, os resultados de EBSD revelaram que a operação de microfresamento afeta a microestrutura da superfície usinada e que os menores valores de rugosidade foram encontrados para regiões com grãos refinados.

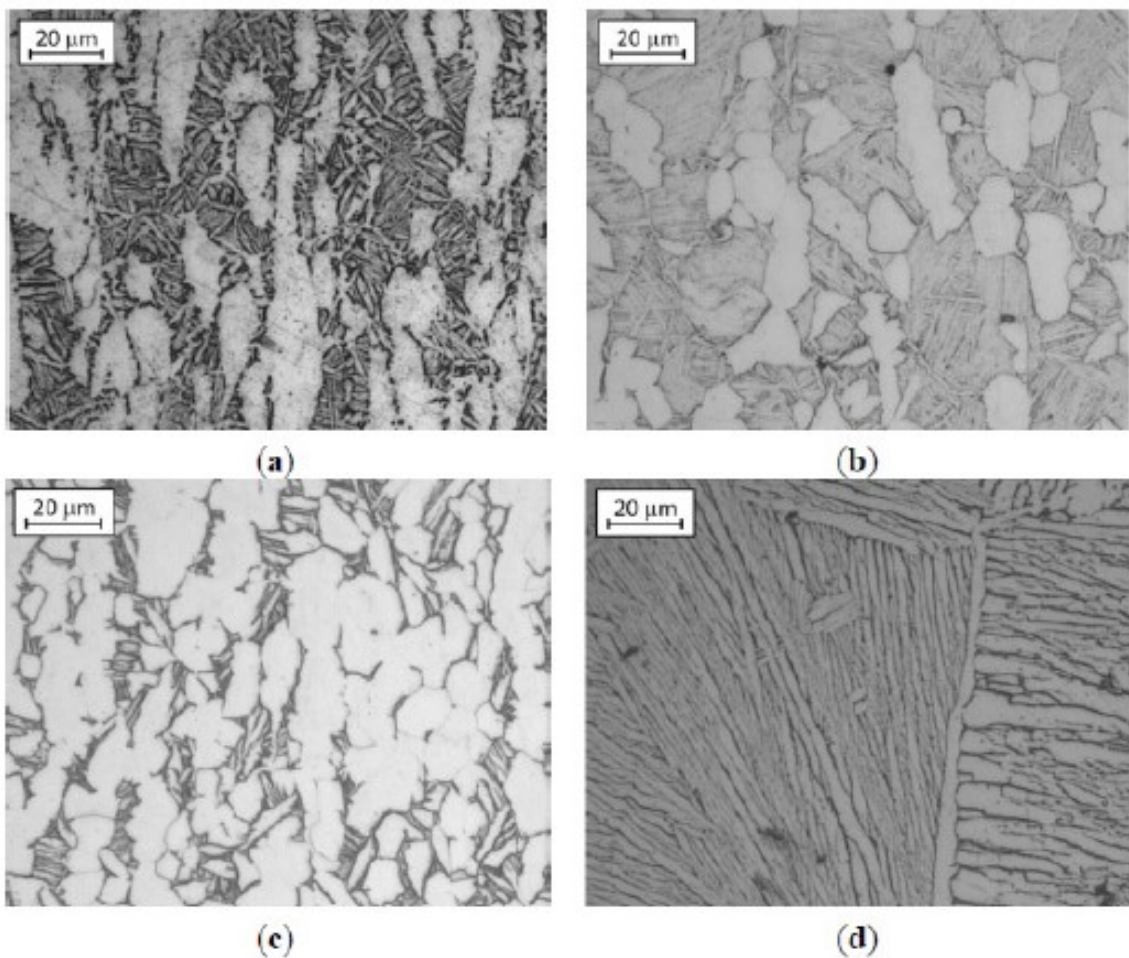
Figura 2.18 – Resultados de EBSD. a) Orientação dos grãos para amostra antes do ensaio de microfresamento. b) Orientação dos grãos após o ensaio de microfresamento.



Fonte: adaptado de (AHMADI *et al.*, 2018).

Attanasio *et al.* (2013) analisaram a influência da microestrutura do material Ti-6Al-4V sobre as forças de avanço e apoio. Os autores utilizaram velocidade de corte de 15 e 70 m/min, f_z 0,5 e 1,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, a_p constante de 50 μm e microfresas de metal duro revestidas com TiNAl, com diâmetro de 200 μm , durante o microfresamento a seco. No que diz respeito ao material, quatro microestruturas diferentes foram avaliadas durante o microfresamento: bimodal (duplex), totalmente equiaxial, totalmente lamelar e recozida, obtidas por meio de tratamentos térmicos de recozimento realizados em diferentes faixas de tempo e temperatura (Figura 2.19). Para as forças de avanço e apoio, não foi possível verificar a influência do $f_z = 0,5 \mu\text{m}/\text{dente}$ sobre a microestrutura do material, pois, nesta velocidade de avanço, pode ter ocorrido o efeito escala. Neste caso, o material é deformado elasticamente ou plasticamente, sem a remoção do cavaco por cisalhamento, impedindo-o de manter uma relação clara sobre os valores de força. Além disso, os melhores resultados obtidos foram para a microestrutura lamelar. Por fim, a presença de grãos endurecidos da estrutura hexagonal compacta provocou flutuações nas forças de usinagem.

Figura 2.19 – Microestrutura da liga de Ti-6Al-4V após tratamento térmico de recozimento. (a) Recozido. (b) Duplex. (c) Equiaxial. (d) Lamelar.



Fonte: adaptado de Attanasio *et al.* (2013).

2.3 Forças no microfresamento

Quando se investiga os esforços solicitantes durante as operações de usinagem, o objetivo principal é monitorar o contato entre a ferramenta de corte e a peça, para identificar fenômenos associados a mecanismos de remoção de material, formação de rebarbas, vibração e condição da ferramenta de corte que influenciam diretamente na qualidade do produto final (LIU *et al.*, 2015). Como os sinais de força são indicadores do estado da operação de usinagem, a maioria dos pesquisadores que investigaram processos de microusinagem utilizam a força de usinagem para monitorar ou melhorar a qualidade dos produtos usinados.

Realizar a aquisição dos sinais das componentes da força de usinagem é muito desafiador, pois o processo de aquisição de dados é oneroso e necessita de instalação de instrumentos de medição que, geralmente, têm limitações, como, por exemplo: faixa de medição do instrumento, baixo desempenho em usinagem industrial, em virtude do tempo gasto com preparação da máquina, e interferência de ruídos de fontes externas.

No microfresamento, a aquisição dos sinais de força com precisão torna-se ainda mais desafiador, pois, em razão da recuperação elástica do material da peça, do desbalanceamento da ferramenta e da baixa intensidade dos sinais das forças de usinagem, pode ocorrer aglomeração de grande quantidade de ruídos que emitem sinais falsos. Além disso, segundo Chae, Park e Freiheit (2006), deve-se considerar o fato de que a largura de banda de frequência da maioria dos sensores de força não proporciona leituras fidedignas para a operação de microfresamento, já que o elevado número de rotações por minuto proporciona distorções dos sinais de força.

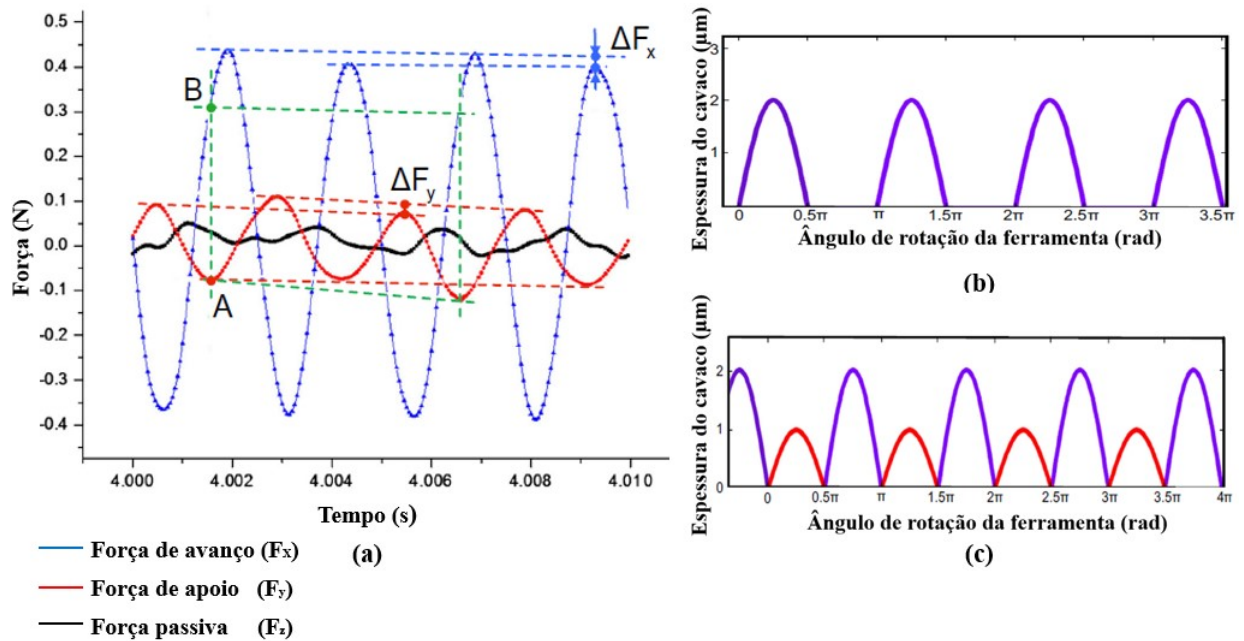
Os sinais das componentes da força de usinagem no microfresamento, que são detectados pela medição do dinamômetro piezoelétrico, são sinais no domínio do tempo de alta frequência. Normalmente, as amplitudes das componentes da força de usinagem estão entre alguns décimos ou dezenas de Newton e no caso do microfresamento, a força passiva tem um efeito significativo no processo de formação dos cavacos devido a presença do mecanismo de sulcamento. Pratap, Patra e Dyakonov (2015) analisaram as componentes da força de usinagem e relataram que os maiores valores de força são causados principalmente pelo desgaste da ferramenta de corte que provoca o arredondamento da aresta de corte da ferramenta. Neste cenário, o aumento da força é devido ao mecanismo de sulcamento, que ocorre quando o valor da espessura de corte é menor que a espessura crítica de corte. À medida que o raio de aresta aumenta a força passiva passa a ter um efeito mais significativo no processo de remoção de cavaco, consequência do fenômeno de efeito escala.

De acordo com Gao *et al.* (2017), um raio de aresta de corte maior que a espessura crítica de corte resulta em um ângulo de saída negativo maior, o que afeta significativamente a força de cisalhamento e de sulcamento. A força de sulcamento aumenta significativamente com valores menores que a espessura crítica de corte, o que também acarreta um aumento significativo na força específica de corte.

Deste modo, Vipindas, Anand e Mathew (2018) estudaram a influência do raio de aresta da ferramenta sobre a força de corte durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. Os experimentos foram conduzidos em um centro de usinagem dedicado à microusinagem com microfresas de topo reto, de metal duro, revestidas com TiNAl, com diâmetro de 1000 μm , ângulo de saída de 0° , ângulo de hélice de 30° e raio de aresta de aproximadamente 3 μm . Para isso, utilizaram-se como parâmetros de entrada velocidade de corte de 15,7 m/min, f_z de 0,2, 0,4, 0,6, 1, 2, 3 e 4 $\mu\text{m}/\text{dente}$, a_p de 100 μm e comprimento de usinagem de 20 mm. Para os valores de f_z inferiores que 1 $\mu\text{m}/\text{dente}$, não houve formação de cavaco, e a força de corte apresentou um comportamento não linear, sugerindo, assim, a diminuição da taxa de deformação do material, além da predominância do regime de sulcamento na região de corte. Já para valores de f_z maiores que 1 $\mu\text{m}/\text{dente}$, percebeu-se uma transição do regime de sulcamento para cisalhamento do material.

Li *et al.* (2016) realizaram ensaios de microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V com o propósito de investigar a influência do desbalanceamento radial da microfresa sobre as forças de usinagem. Os autores afirmaram que a excentricidade da ferramenta é provocada por diversos fatores, como: erros de montagem da ferramenta no mandril da máquina, desgaste irregular da aresta de corte durante a usinagem, imprecisão do eixo-árvore da máquina e desvios dimensionais e/ou geométricos da ferramenta. Diante disso, durante a remoção de material, a ferramenta apresentou uma distribuição heterogênea dos esforços solicitantes sobre as arestas de corte (Figura 2.20a). Com isso, as forças de usinagem apresentaram um comportamento instável que, conseqüentemente, aumentou a força de corte em apenas uma aresta (Figura 2.20b e Figura 2.20c) e provocou a deflexão da ferramenta, desgaste irregular, vibração e diminuição da precisão da usinagem. Saliente-se ainda que a remoção de cavaco, em função do giro da ferramenta, foi diferente entre as arestas de corte, na presença do batimento radial da ferramenta, e que resultados similares foram encontrados por Sahoo e Patra (2018) e Oliveira *et al.* (2015).

Figura 2.20 – Instabilidade das forças de usinagem. (a) Desequilíbrio das forças de usinagem entre as arestas de corte da ferramenta. (b) Espessura do cavaco em função do ângulo de rotação da ferramenta para apenas uma aresta de corte. (c) Espessura do cavaco em função do ângulo de rotação da ferramenta para duas arestas de corte.



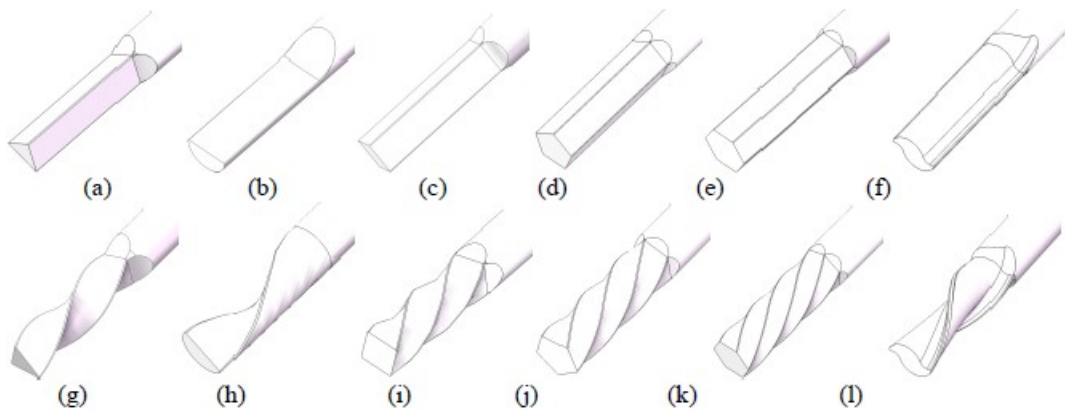
Fonte: adaptado de Li *et al.* (2016).

Na operação de microfresamento, o estudo experimental pode, por vezes, tornar-se extremamente difícil. Isso porque muitas respostas do processo, como temperatura, tensão e taxa de deformação, não podem ser ou são complexas para serem determinadas pelos ensaios experimentais. Özel *et al.* (2011) investigaram a operação de microfresamento utilizando ensaios experimentais e simulações numéricas pelo método dos elementos finitos (MEF) para comparar o desempenho de microfresas de metal duro, revestidas de nitreto de boro cúbico (cBN), com microfresas de metal duro sem revestimento durante o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. O *software* Deform 2D foi utilizado para analisar a formação do cavaco, as forças de usinagem, a temperatura de corte e o desgaste de ferramenta. Constatou-se que as forças de usinagem foram influenciadas pelo raio de aresta da ferramenta e pelo f_z . Além disso, o uso da ferramenta de cBN revestida gerou menores temperaturas em relação à ferramenta de metal duro sem revestimento, e as ferramentas de cBN com revestimento apresentaram maiores forças de corte e menor taxa de desgaste em comparação às ferramentas de metal duro sem revestimento.

Zou *et al.* (2020) analisaram a influência da geometria da microfresa sobre as forças de usinagem e distribuição de temperatura durante o microfresamento do titânio comercialmente puro grau 4. Os ensaios foram conduzidos no *software* Deform-3D com doze diferentes geometrias de ferramenta de corte (Figura 2.21). Os seguintes parâmetros de usinagem foram aplicados: velocidade de corte de 12,56, 14,13, 15,70 e 18,84 m/min, $f_z = 5 \mu\text{m}/\text{dente}$, penetração de trabalho de $5 \mu\text{m}$ e $a_p = 50 \mu\text{m}$. A microfresa com seção tradicional de duas arestas de corte exibiu os

menores valores de forças de usinagem, pois, em comparação com as demais ferramentas, denotou um ângulo de saída mais positivo, que permitiu reduzir efetivamente as forças de usinagem e a temperatura na aresta de corte. Considerando-se o desempenho de corte e a praticabilidade das ferramentas, a microfresa com duas arestas de corte tradicional no microfresamento ainda é a melhor escolha.

Figura 2.21 – Microfresas. (a) seção triangular, (b) seção côncava, (c) seção quadrada, (d) pentágono regular, (e) hexágono regular, (f) espiral com duas arestas, (g) triangular helicoidal, (h) côncava helicoidal, (i) quadrada helicoidal, (j) hexágono regular helicoidal, (k) pentágono regular helicoidal, (l) tradicional microfresa com duas arestas de corte.



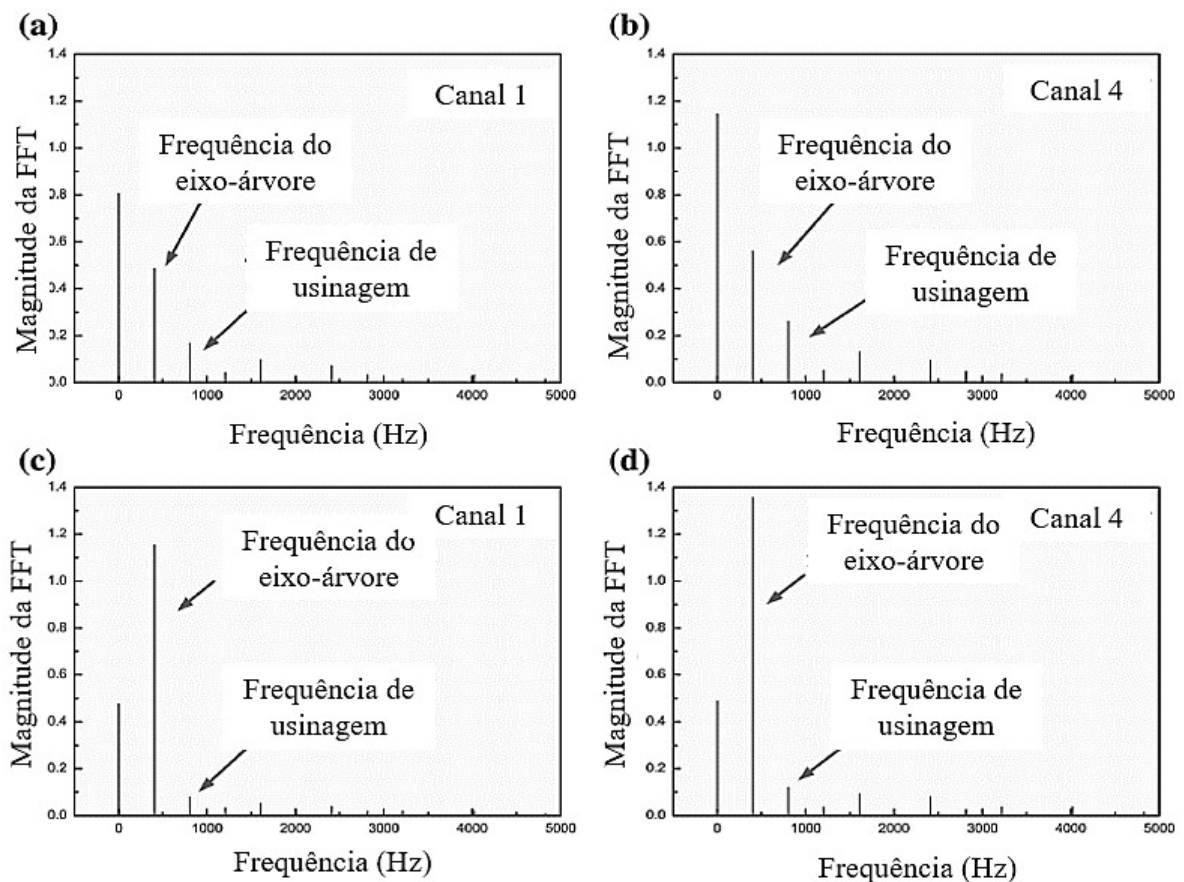
Fonte: adaptado de Zou *et al.* (2020).

Jackson *et al.* (2017) estudaram o microfresamento discordante da liga de titânio Ti-6Al-4V utilizando o MEF, com o intuito de compreender os mecanismos de formação de cavaco. Os autores relacionaram a força de corte (F_c) e a força de avanço (F_f) para avaliar a transição da formação do cavaco não deformado para a formação do cavaco por cisalhamento. Observou-se que as componentes das forças aumentaram em decorrência da redução da espessura do cavaco, o que levou a uma mudança na distribuição das forças de usinagem. Quando o raio de aresta da ferramenta aproximou-se do tamanho da espessura do cavaco não deformado, a força de avanço foi maior em magnitude que a força de corte. Consequentemente, a mudança na relação entre a força de corte e a força de avanço ocorreu devido à transição do modo cisalhamento para o sulcamento. Os autores concluíram que, quando $F_c/F_f > 1$, ocorreu a formação do cavaco; para $F_c = F_f$, a rebarba e a formação do cavaco coexistiram; e, por fim, quando $F_c/F_f < 1$, não houve formação de cavaco, somente de rebarbas.

O sinal no domínio do tempo fornece informações preliminares sobre os sinais das componentes da força de usinagem. Comparativamente, o sinal no domínio da frequência pode oferecer mais informações do processo de usinagem em relação ao sinal no domínio do tempo (OLEJÁROVÁ *et al.*, 2017). Por meio, da análise no domínio da frequência é possível identificar por exemplo: a frequência de rotação da máquina e os mecanismos de desgaste da ferramenta que influenciam na qualidade do produto final.

Wang *et al.* (2018) avaliaram o desempenho de microfresas de cermet e de metal duro com revestimento durante o microfresamento do TC4. Os ensaios foram conduzidos em um centro de usinagem, com microfresas de cermet com diâmetro de $800\ \mu\text{m}$, ângulo de hélice de 30° e raio de aresta médio de $2\ \mu\text{m}$, fabricadas pelos autores em uma retífica de precisão. Além disso, utilizaram também microfresas comerciais de metal duro revestidas com CrTiAlN, com diâmetro de $800\ \mu\text{m}$, ângulo de hélice de 30° e raio de aresta médio de $3,35\ \mu\text{m}$, com velocidade de corte constante de $60\ \text{m/min}$, f_z de $1\ \mu\text{m/dente}$ e a_p de $100\ \mu\text{m}$. Os autores observaram que as microfresas de cermet apresentaram as menores forças de usinagem devido ao menor raio de aresta de corte, que reduziu as tensões e a temperatura na ferramenta. Também foi avaliado o batimento radial das microfresas para os canais de números 1 e 4 por meio da transformada rápida de Fourier (FFT), do sinal da força de avanço, e os resultados demonstraram que as ferramentas de metal duro apresentaram maior magnitude na frequência do eixo-árvore da máquina ($402\ \text{Hz}$), o que indica uma distribuição heterogênea dos esforços entre as arestas de corte e maior consumo de energia do eixo-árvore da máquina, o que pode causar o desgaste acelerado da ferramenta, conforme apresentado na Figura 2.22.

Figura 2.22 – Transformada de Fourier da força de avanço. (a) Microfresa de cermet canal 1, (b) Microfresa de cermet canal 4, (c) Microfresas de metal duro canal 1, (d) Microfresa de metal duro canal 4.



Fonte: adaptado de Wang *et al.* (2018).

Por meio da força de corte é possível calcular a energia específica de corte. A energia específica de corte é uma grandeza física e representa a eficiência energética do processo e pode ser definida para usinagem como a energia de corte consumida para que a ferramenta possa remover o material da peça na forma de cavaco (OLIVEIRA *et al.*, 2015). A energia específica de corte pode ser determinada dividindo a força de corte (F_c) pelo produto da espessura de corte pela a_p , conforme a equação 2.7.

$$u = \frac{F_c \cdot v_c}{f_z \cdot a_p \cdot v_c} \quad (2.7)$$

Onde:

u = energia específica de corte (J/mm³)

F_c = força de corte média (N)

v_c = velocidade de corte (m/min)

f_z = avanço por dente (mm/dente)

a_p = profundidade de usinagem (mm)

Lauro *et al.* (2015) avaliaram a influência do tamanho de grão austenítico do aço AISI H13 com dureza de 45 HRC sobre a energia específica de corte durante o microfresamento do aço AISI H13 com tamanho de grão de 40 e 497 μm . Os autores utilizaram microfresas de metal duro revestidas com TiAl com ϕ 500 μm . Os autores observaram que o tamanho de grão austenítico teve influência significativa na energia específica de corte. Os resultados revelaram que o tamanho de grão de 497 μm apresentaram menor energia específica em comparação com tamanhos de grãos de 40 μm . Os resultados mostraram que houve redução da energia específica de corte em aproximadamente 73% com o aumento do f_z para o aço austenítico com tamanho de grão de 40 μm . Da mesma forma, a redução para a granulometria com 497 μm correspondeu em uma redução da energia específica de corte em aproximadamente 70%.

Zhang *et al.* (2022) avaliaram a energia específica de corte durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. De acordo com análise dos resultados foi possível identificar que com o aumento da velocidade de corte, a energia específica de corte apresentou menor intensidade. Tal comportamento, foi justificado pelo aumento de temperatura que provoca o amaciamento térmico do material na região de cisalhamento do cavaco, o que pode diminuir o atrito entre o cavaco e a ferramenta e resultar na redução da energia específica de corte. Com a diminuição do f_z , a energia específica de corte apresentou comportamento não linear. Sendo que, a curva de energia específica de corte em relação ao f_z pode ser dividida em região dominante pelo mecanismo de sulcamento, região de transição e região dominante pelo mecanismo de cisalhamento, respectivamente, devido ao efeito de escala.

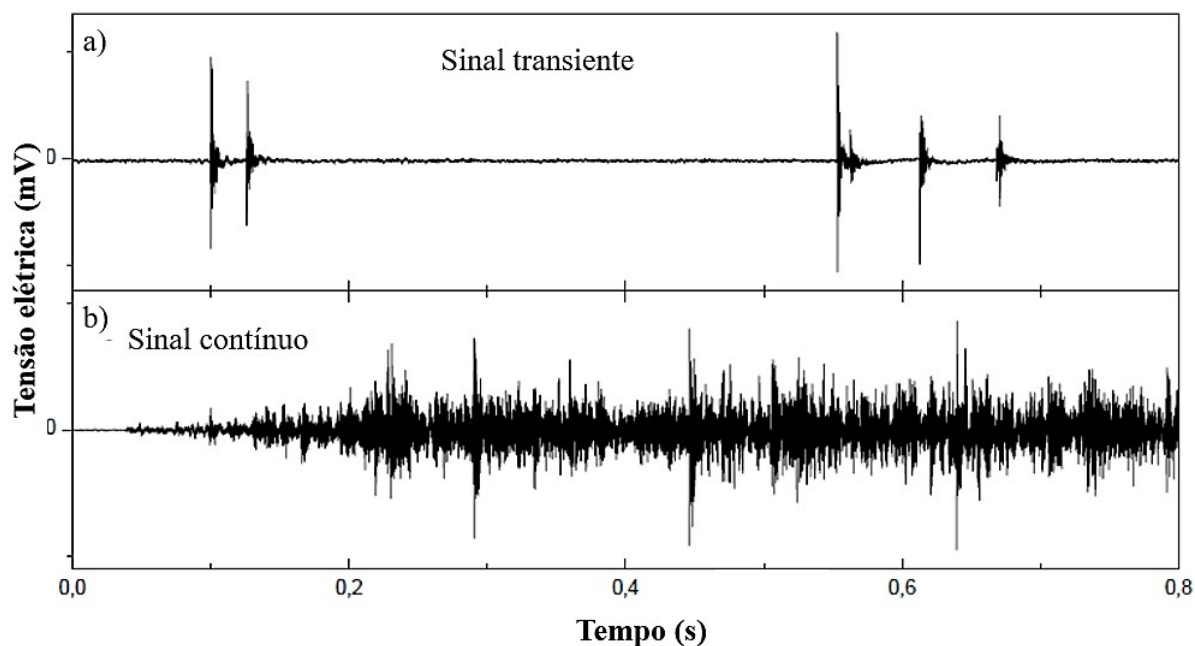
2.4 Emissão acústica

A emissão acústica (EA) é um fenômeno sonoro que ocorre quando ondas elásticas e transientes propagam-se espontaneamente pelo material quando submetido a processos de deformações e fratura. Assim, quando aplicadas tensões de compressão ou tração no material, é comum haver o afastamento dos átomos das posições de equilíbrio, escorregamento de planos de átomos e crescimento de defeitos, acompanhados pela reorganização da estrutura cristalina. Portanto, a variação dos sinais de EA tem uma estreita conexão com o comportamento interno da estrutura dos materiais, uma vez que estes sinais podem ser utilizados para localizar fontes de dano estrutural e diagnosticar propriedades do material (BARANOV *et al.*, 2011).

Historicamente, os primeiros estudos e aplicações da técnica de EA provavelmente ocorreram por volta de 1930, para analisar ondas elásticas que se propagaram em virtude de abalos sísmicos. Porém, o primeiro trabalho de estudo abrangente sobre EA foi publicado em 1950, na Alemanha, por Josef Kaiser, sendo considerado o fundador da moderna tecnologia de EA, pois encontrou duas importantes observações relacionadas aos sinais desta. A primeira foi a quase universalidade do fenômeno de EA, em que seus sinais foram percebidos na maioria dos materiais, como ligas de aço, alumínio, vidro, fibras, madeira, concreto e cerâmica. A segunda observação foi que os sinais de EA são emitidos pelo material somente quando a força aplicada excede os níveis de carga aplicados anteriormente (GROSSE; OHTSU, 2008).

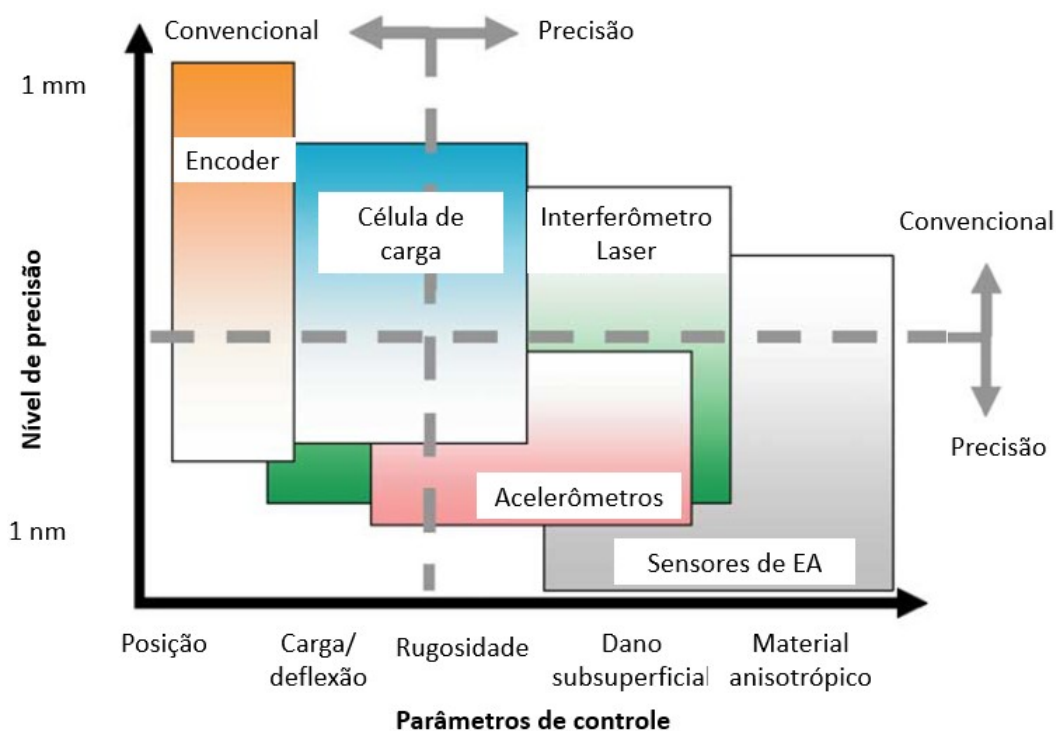
Deste modo, os sinais de EA podem assumir duas formas: se o sinal é caracterizado por eventos discretos, que consistem em pulsos separados uns dos outros, de alta frequência e alta amplitude, isto é, que podem ser distinguíveis no domínio do tempo, a EA é caracterizada de emissão transiente, sendo geralmente associada à fratura do cavaco ou da ferramenta. Já no caso de os sinais não poderem ser separados uns dos outros e terem como características baixa frequência e baixa amplitude, serão do tipo contínuo, relacionados principalmente à deformação plástica do material (MIX, 2005). Estas definições são apresentadas na Figura 2.23.

Figura 2.23 – Sinais de emissão acústica. (a) Emissão transiente. (b) Emissão contínua.



Fonte: adaptado de Grosse e Ohtsu (2008).

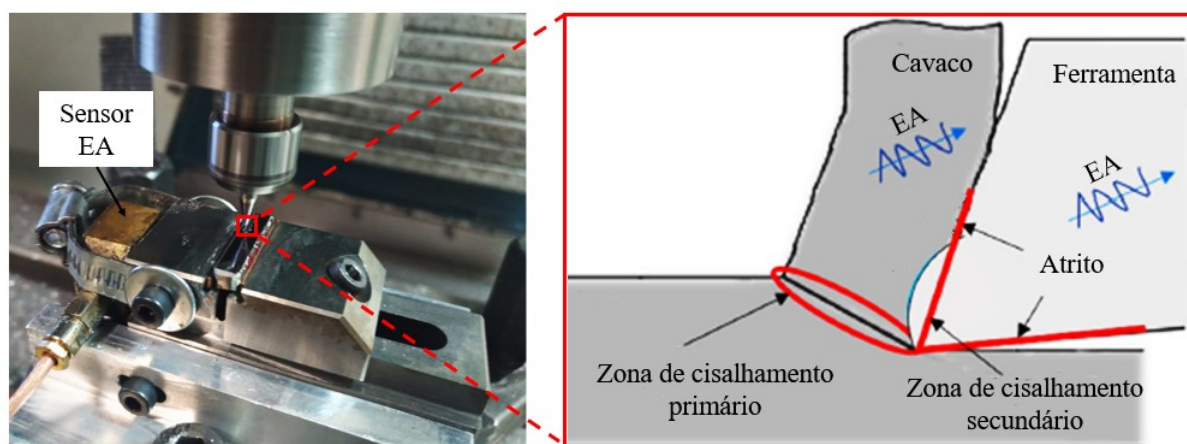
Segundo Mian, Driver e Mativenga (2011a), várias técnicas foram empregadas para realizar o monitoramento das operações de usinagem para melhorar a precisão e a produtividade. Os autores verificaram que o uso de sensores de EA é relativamente superiores quando comparado às outras técnicas de detecção, de acordo com a descrição da Figura 2.24. Este resultado pode ser justificado pelo fato de os sinais de EA apresentarem maior sensibilidade, podendo o ruído do ambiente na faixa audível ser facilmente eliminado. Portanto, a técnica de EA é uma alternativa para monitorar e controlar a usinagem em microescala.

Figura 2.24 – Aplicações dos sensores *versus* nível de precisão e controle dos parâmetros.

Fonte: adaptado de Lee *et al.* (2006).

Na usinagem de metais, os sinais que dão origem à EA são decorrentes, principalmente, das deformações elásticas e plásticas que ocorrem durante a formação do cavaco e do atrito entre a superfície de folga da ferramenta com a superfície usinada (Figura 2.25). Sabe-se que o atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície usinada é um parâmetro relevante a ser considerado, visto que influencia diretamente na energia consumida para a remoção de material, em função do desgaste de flanco que ocorre nesta região. Assim, quando o material é submetido aos esforços solicitantes, ocorrem perturbações que dão origem a ondas de tensão que propagam por meio da estrutura do material (BARRY; BYRNE; LENNON, 2001). Especificamente no caso da operação de fresamento, há uma fonte adicional de EA devido à interrupção periódica do processo de corte, em virtude da entrada e saída da ferramenta da peça (corte interrompido).

Figura 2.25 – Formação do cavaco e as principais fontes dos sinais de EA.



Fonte: adaptado de Ahmed *et al.* (2019).

Ramasubramanian, Arunachalam e Rao (2018) investigaram a aplicação dos sinais de EA e sinais de vibração para avaliar o desempenho em relação ao desgaste de quatro ferramentas de metal duro revestidas com diamantes monocristalino, nanocristalino e dopado com boro, em camadas, pelo processo de deposição química de vapor, durante o torneamento de um compósito à base de alumínio. Em síntese, os autores empregaram o método de transformada de Fourier para analisar os sinais e identificaram que as técnicas de EA e vibração são precisas na previsão do desgaste da ferramenta durante a operação de torneamento. Além disso, os sinais descrevem claramente a natureza do fenômeno de remoção de material e falha da ferramenta.

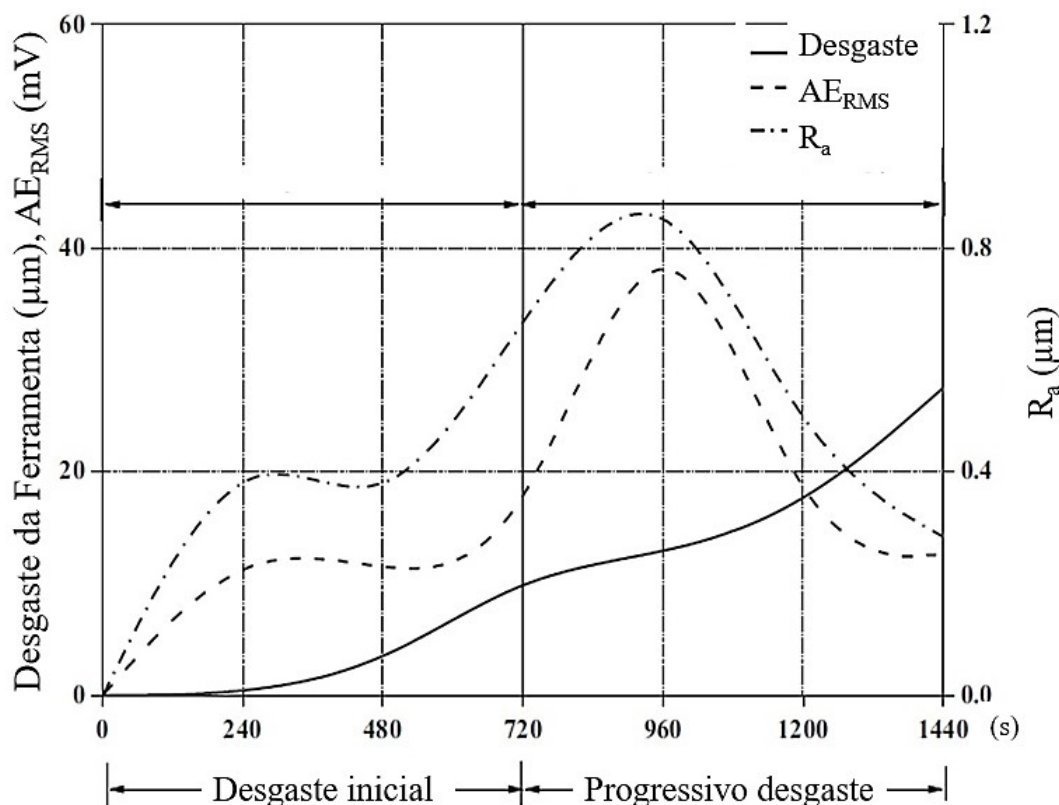
Jemielniak e Arrazola (2008) analisaram a influência dos sinais de força e EA durante o microfresamento do aço AISI D2 no estado endurecido, com microfresas de metal duro, de topo esférico, sem revestimento. Por meio do registro dos sinais de EA, foi possível avaliar que eles não foram afetados por distúrbios mecânicos externos, como vibrações da máquina, o que é relevante em aplicações de microfresamento. Desta maneira, foi constatado que o sinal de EA obtido apresentou uma resposta instantânea ao contato entre ferramenta e a peça, o que o tornou um meio alternativo para monitorar a integridade do processo de corte.

Malekian, Park e Jun (2009) avaliaram o desgaste de flanco da ferramenta por meio dos sensores de força, vibração e EA durante o microfresamento da liga de alumínio. Os autores implementaram um sistema de controle híbrido, que consistiu na combinação da lógica *Fuzzy* com as Redes Neurais Artificiais (*Neuro-Fuzzy*), para realizar o monitoramento dos sinais de usinagem de modo *on-line*. Foi verificada concordância quando se comparou o desgaste da ferramenta com o desgaste simulado pelo método *Neuro-Fuzzy*. Além disso, as correlações entre os sinais de EA e outros sinais foram menores, o que significa que os sinais de EA continham maior quantidade de informação independente dos outros sinais. Isso pode ter acontecido porque o sensor de EA pode registrar frequências com maior largura de banda que não podem ser registradas pelos sensores de força e vibração. Portanto, a união de sinais independentes pode fornecer maior precisão durante o monitoramento do desgaste da ferramenta.

Prakash e Kanthababu (2013) analisaram o desgaste de flanco da ferramenta em tempo real utilizando um sensor de EA durante a operação de microfresamento das ligas de alumínio 6062 T6, cobre BSS 249 e aço SAE 1017. Para avaliar os mecanismos de desgaste da ferramenta, caracterizaram-se as microfresas e os cavacos formados por meio de MEV e EDS, cujas análises indicaram a presença de regiões de aderência de material, deformação plástica, desgaste de flanco e delaminação do revestimento na aresta de corte da ferramenta para os três materiais avaliados. Também foi notada a maior intensidade dos sinais de EA durante a usinagem do aço SAE 1017, sendo este fato associado ao maior desgaste de flanco da ferramenta. Salienta-se ainda que as análises da morfologia dos cavacos indicaram que, durante os estágios iniciais da usinagem, todos os três materiais apresentaram cavacos fragmentados e baixa intensidade dos sinais de EA. Já para a região de desgaste acelerado, notou-se a formação de cavacos mais longos, acompanhados do aumento da intensidade dos sinais de EA. Este fato foi associado à ocorrência da maior deformação plástica do material da peça em decorrência do desgaste da aresta de corte.

Prakash, Kanthababu e Rajurkar (2015) estudaram a influência do desgaste da ferramenta sobre a rugosidade (R_a), mecanismo de formação de cavacos e morfologia do cavaco durante o microfresamento da liga de alumínio AA1100 utilizando sinais de EA. Estes foram analisados no domínio do tempo e da frequência, empregando-se a transformada rápida de Fourier (FFT) e a técnica de transformada discreta de Wavelet (DWT). Os resultados de R_a mostraram uma tendência não uniforme, com o aumento do desgaste da ferramenta (Figura 2.26) devido, principalmente, à formação de aresta postiça de corte na aresta da ferramenta. Paralelamente aos resultados de rugosidade, apurou-se que a magnitude dos sinais de EA está correlacionada ao mecanismo de remoção e à morfologia do cavaco. Sendo assim, para as menores intensidade dos sinais de EA, foi averiguada a remoção do cavaco pelo mecanismo de cisalhamento com a formação de cavacos no formato de “vírgula”. Por outro lado, os sinais de EA de maiores intensidades foram relacionados aos fenômenos de aresta postiça de corte e sulcamento, com formação de cavacos no formato de “vírgula”, porém com menores dimensões em relação ao modo de cisalhamento.

Figura 2.26 – Intensidade do sinal de EA para a região inicial de desgaste e para a região de desgaste progressivo.



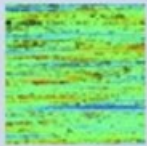
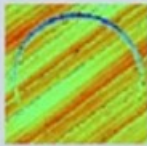
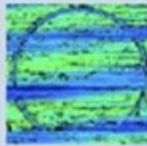
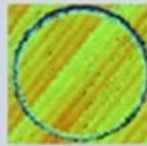
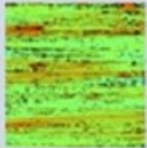
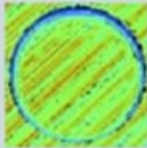
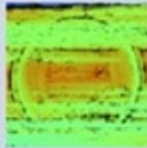
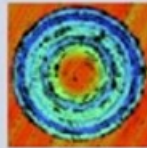
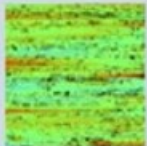
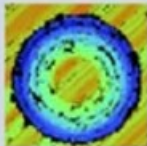
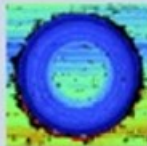

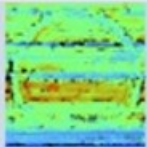

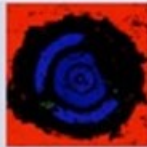

Fonte: adaptado de Prakash, Kanthababu e Rajurkar (2015).

Câmara *et al.* (2016) pesquisaram a correlação entre as intensidades dos sinais de EA com o efeito escala durante o microfresamento do níquel puro, cobre eletrolítico e liga de alumínio AA 6262-T6. Os autores identificaram que os sinais de EA apresentaram maior intensidade para todos os materiais avaliados quando se utilizou um f_z menor que a espessura crítica de corte. Deste modo, a maior intensidade dos sinais de EA foi relacionada, provavelmente, à maior liberação de energia do material em razão do mecanismo de sulcamento, que provocou maior movimentação de discordâncias (deformação plástica do material). Resultados similares foram encontrados por Mian, Driver e Mativenga (2011a). Além disso, os autores afirmam que, para o f_z menor que a espessura crítica de corte, a força específica de corte apresentou um comportamento similar ao dos sinais de EA, em que foi possível identificar claramente o efeito escala durante a operação de microfresamento.

A determinação precisa do comprimento da ferramenta e as configurações das coordenadas de trabalho têm sido tarefas desafiadoras no microfresamento. Dessa maneira, Mian, Driver e Mativenga (2011a) investigaram o dano provocado pelo contato entre a ferramenta de corte e a superfície da peça, por meio dos sinais de EA, para determinar a coordenada de referência da ferramenta (zero peça) em relação ao zero máquina. Os ensaios foram conduzidos em um centro de usinagem com dois materiais distintos (aço inoxidável 304 e liga de alumínio

6061-T6511) e microfresas com diâmetros de 77, 128, 254 e 508 μm , para dois métodos de deslocamento da ferramenta: incremental e contínuo. Os resultados obtidos apontaram que em consequência do maior módulo de elasticidade, o aço inoxidável apresentou menor dano na superfície da peça em relação a liga de alumínio 6061-T6511. O dano na superfície da peça provocado pela microfresa aumentou com a redução do diâmetro da ferramenta de corte, devido a menor deformação plástica e propagação de energia na estrutura cristalina do material. Com relação ao deslocamento da ferramenta de corte foi verificado que o método de deslocamento contínuo ocasionou maior dano na superfície da peça devido ao maior tempo de resposta para enviar o sinal de EA para o controlador quando ocorreu o contato entre a ferramenta e a peça. Estes resultados são apresentados na Figura 2.27.

Figura 2.27 – Imagens do dano na superfície da peça para diferentes diâmetros da ferramenta (altura da etapa incremental: 1 mm, velocidade de avanço 1 mm/min, rotação de 24000 rpm).

Diâmetro (μm)	Dano na superfície (μm)			
	Incremental		Contínuo	
	Aço inoxidável	Alumínio	Aço inoxidável	Alumínio
508				
254				
128				
77				

Fonte: adaptado de Mian, Driver e Mativenga (2011a).

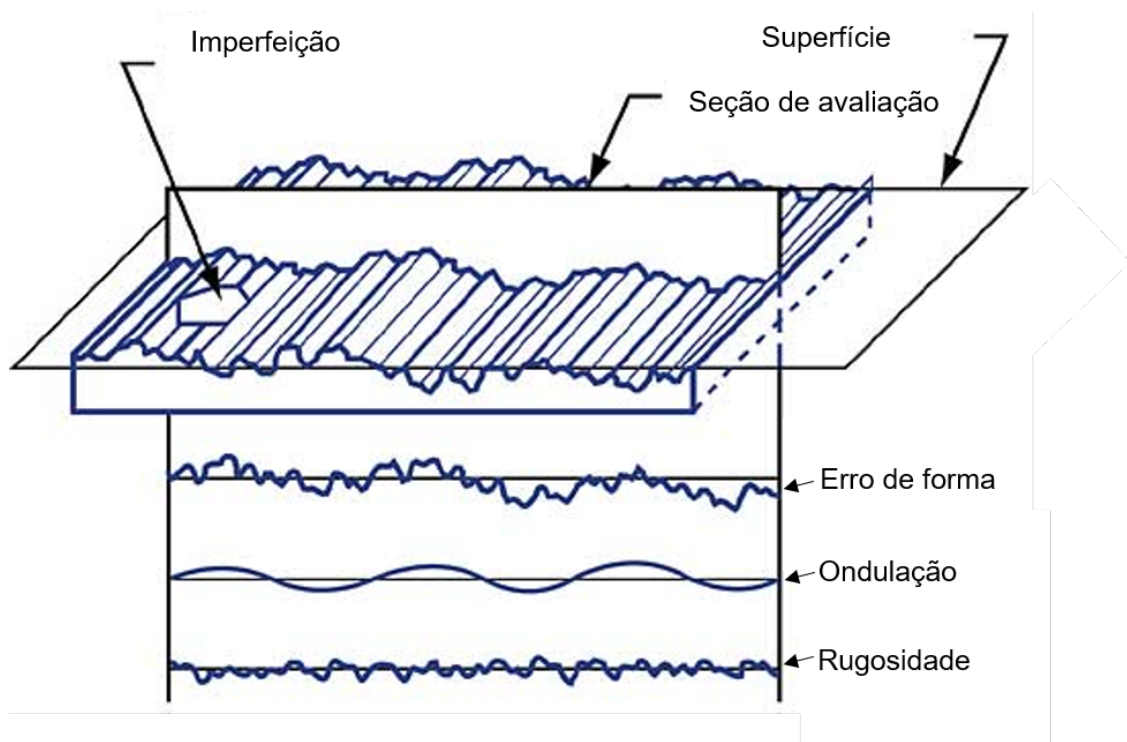
2.5 Rugosidade

O titânio é comumente aplicado como material para peças que exigem maior confiabilidade, e, portanto, a integridade da superfície deve ser mantida. Esta pode ser definida como

a soma de todos os elementos que determinam as condições que existem na superfície de uma peça, ou seja, é a característica por meio da qual podem ser relacionadas ou identificadas algumas exigências ou alterações metalúrgicas nas quais poderão desenvolver-se devido ao processo de fabricação, tais como: transformação de fases, encruamento, recristalização e tensões residuais (ZLATIN; FIELD, 1973).

A rugosidade é formada por um conjunto de erros microgeométricos oriundos do processo de fabricação, sendo provavelmente o parâmetro mais importante no processo de usinagem pois está relacionada diretamente com a aparência do produto final e com a sua aplicação. A superfície é geralmente caracterizada por três parâmetros principais: O erro de forma corresponde a um desvio geométrico entre a superfície projetada e a superfície efetiva após o processo de fabricação. A ondulação que descreve irregularidades provocadas pelo processo de fabricação, como vibração ou deflexão de uma ferramenta de usinagem. Sendo que, o perfil da curva de ondulação é caracterizado por ondas periódicas espaçadas na superfície da peça. A rugosidade são irregularidades de uma superfície, geralmente resultantes de um processo de produção, como usinagem. Essas características da superfície são representadas esquematicamente na Figura 2.28.

Figura 2.28 – Textura da superfície.



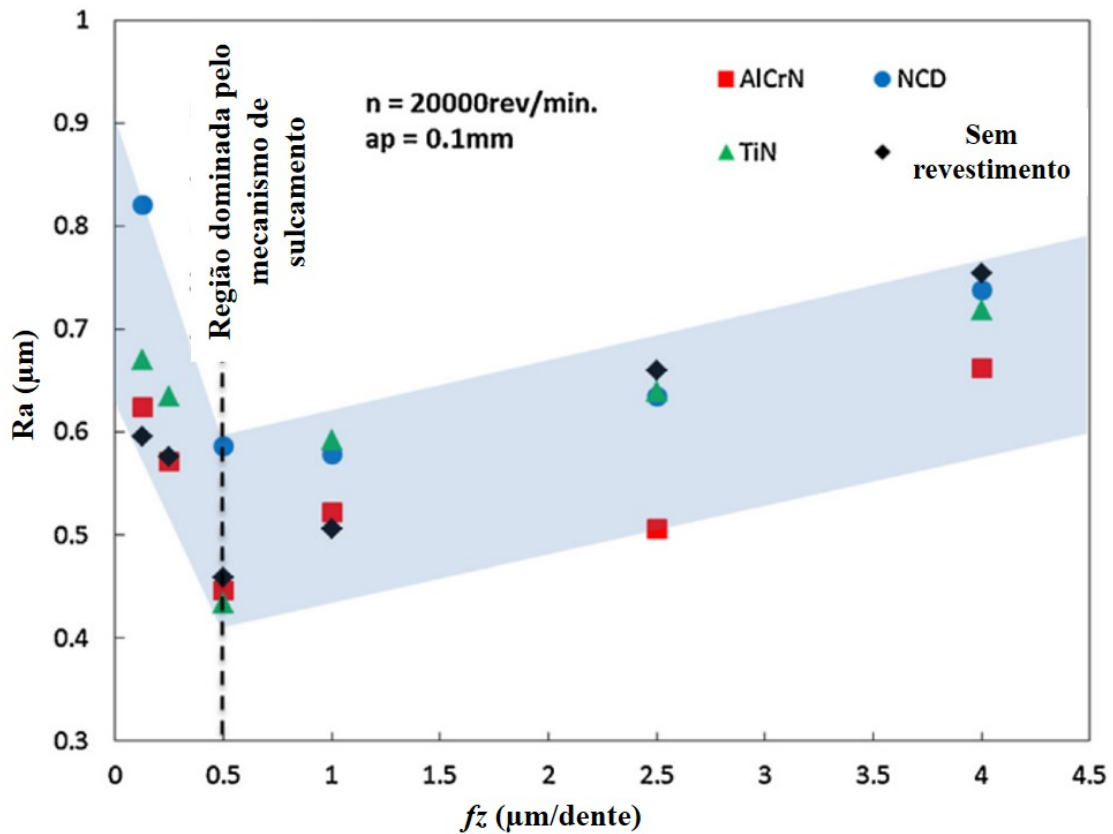
Fonte: adaptado de Classification, Qualities e Institute (2003).

No microfresamento, a qualidade da superfície depende dos parâmetros operacionais, como velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de usinagem, propriedades metalúrgicas do material, geometria da ferramenta, desgaste de ferramenta e também das condições da máquina (KHAN *et al.*, 2019).

Na operação de microfresamento, o fator mais importante que afeta a qualidade da superfície é o avanço. Uhlmann *et al.* (2016) realizaram ensaios de microfresamento no aço para molde tipo M261 e descobriram que o raio da aresta de corte influencia significativamente na rugosidade da peça usinada.

No mesofresamento, normalmente, menores valores de espessura de corte resultam em menores valores de rugosidade. Entretanto, estudos sobre o processo de microusinagem têm constatado que, a partir de um determinado valor, a redução da espessura de corte ocasiona aumento da rugosidade. Portanto, existe um f_z ideal que proporciona menor rugosidade e está associado à menor espessura de corte. A Figura 2.29 ilustra essa situação, no qual nota-se que o valor da rugosidade aumenta com a redução do f_z .

Figura 2.29 – Influência do f_z sobre a rugosidade no microusinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V.



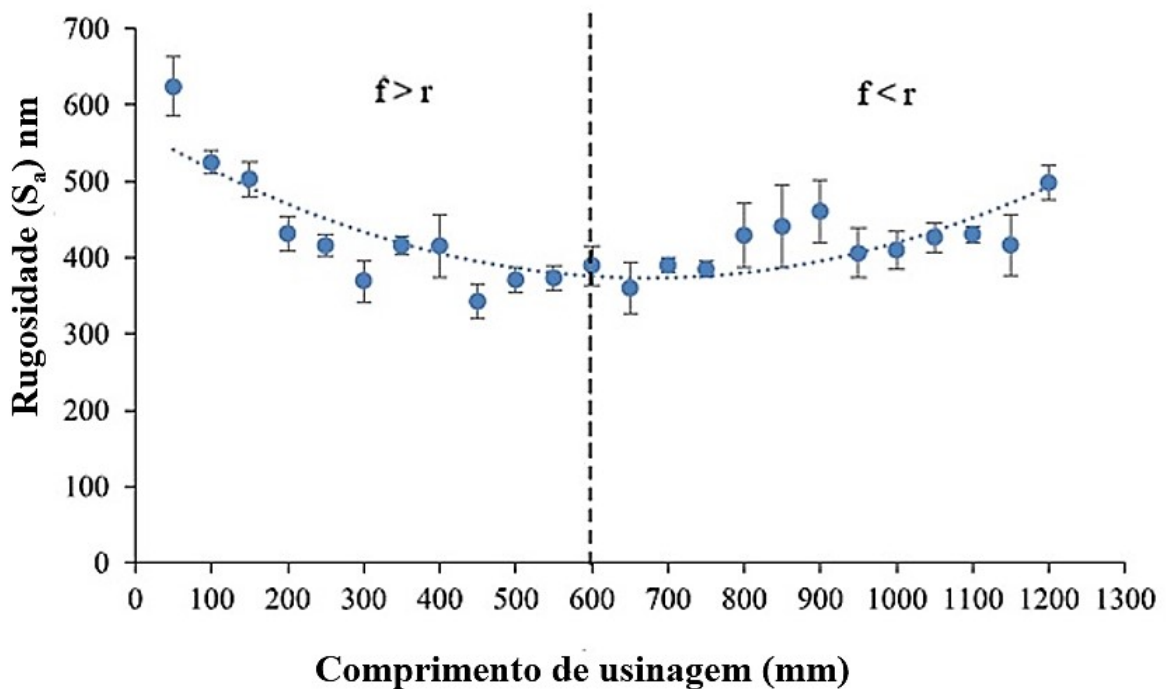
Fonte: adaptado de Aslantas *et al.* (2016).

Na Figura 2.29 observa-se que, para as condições analisadas foi verificado maiores valores de rugosidade quando empregado o f_z menor que $0,5 \mu\text{m/dente}$. Tal fato, foi justificado pelos autores pela atuação do mecanismo de sulcamento, onde, a aresta de corte da ferramenta apresenta maior dificuldade de remover o cavaco por cisalhamento. Para valores de f_z entre $0,5$ e $1,0 \mu\text{m/dente}$ observou os menores valores de rugosidade. Para f_z maior que $1,0 \mu\text{m/dente}$ verificou que a rugosidade também aumentou devido aos maiores esforços de corte e maior desgaste da aresta da ferramenta de corte. Sendo assim, os autores sugeriram que o f_z de $0,5$

$\mu\text{m}/\text{dente}$ é o valor crítico para a transição entre os mecanismos de sulcamento e cisalhamento do material.

Vipindas, Anand e Mathew (2018) estudaram o comportamento do desgaste da ferramenta de metal duro revestida com TiNAl durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. Os ensaios foram realizados com as seguintes condições de usinagem: velocidade de corte de 15,7 m/min, f_z de 0,3 e 5,0 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e profundidade de usinagem de 100 μm . Os resultados indicaram que o mecanismo de sulcamento do material prevaleceu para o f_z de 0,3 $\mu\text{m}/\text{dente}$, enquanto o mecanismo de cisalhamento do material foi predominante para o f_z de 5,0 $\mu\text{m}/\text{dente}$. Os autores observaram que, para o f_z de 5,0 $\mu\text{m}/\text{dente}$, a rugosidade da superfície diminuiu atingindo um valor mínimo ($S_a \approx 400$ nm) entre o comprimento de usinagem de 300–700 mm, sendo que, após o comprimento de usinagem de 700 mm, a rugosidade aumentou em função do desgaste da ferramenta, conforme apresentado na Figura 2.30.

Figura 2.30 – Variação da rugosidade com o desgaste da ferramenta para o $f_z = 5 \mu\text{m}/\text{dente}$.

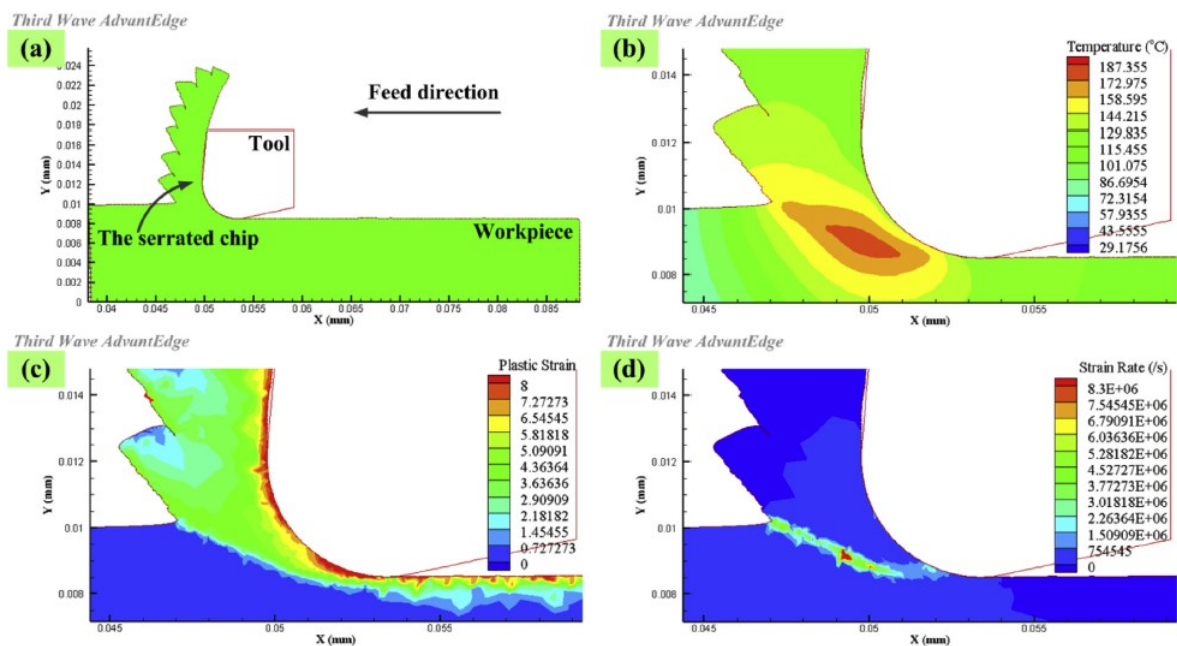


Fonte: adaptado de Vipindas e Mathew (2019).

Wang *et al.* (2020) investigaram a topografia da superfície e a formação do cavaco durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V com microfresas de cermet $\text{Ti}(\text{C}_7\text{N}_3)$. As principais formas de defeitos da superfície foram marcas de avanço, fluxo lateral plástico (aresta postiça) e regiões de sulcamento. Especificamente, o fluxo de lateral plástico e as regiões de sulcamento foram mais severos à medida que o desgaste da ferramenta progrediu, devido ao arredondamento do raio de aresta. Sendo assim, a não uniformidade da superfície usinada foi atribuída à alternância dos mecanismos cisalhamento e sulcamento durante a remoção de material. Além disso, constatou-se, por meio da análise por difração de raio-X dos cavacos, que houve

transformação de fase do material, indicando que a transição de fase ocorreu de α para β conforme o desgaste evoluiu. As possíveis justificativas para essa mudança estão relacionadas aos seguintes fatores: Formação de cavacos segmentados (Figura 2.31a), concentração de calor no plano de cisalhamento (Figura 2.31b), deformação plástica (Figura 2.31c) e taxa de deformação dos cavacos (Figura 2.31d).

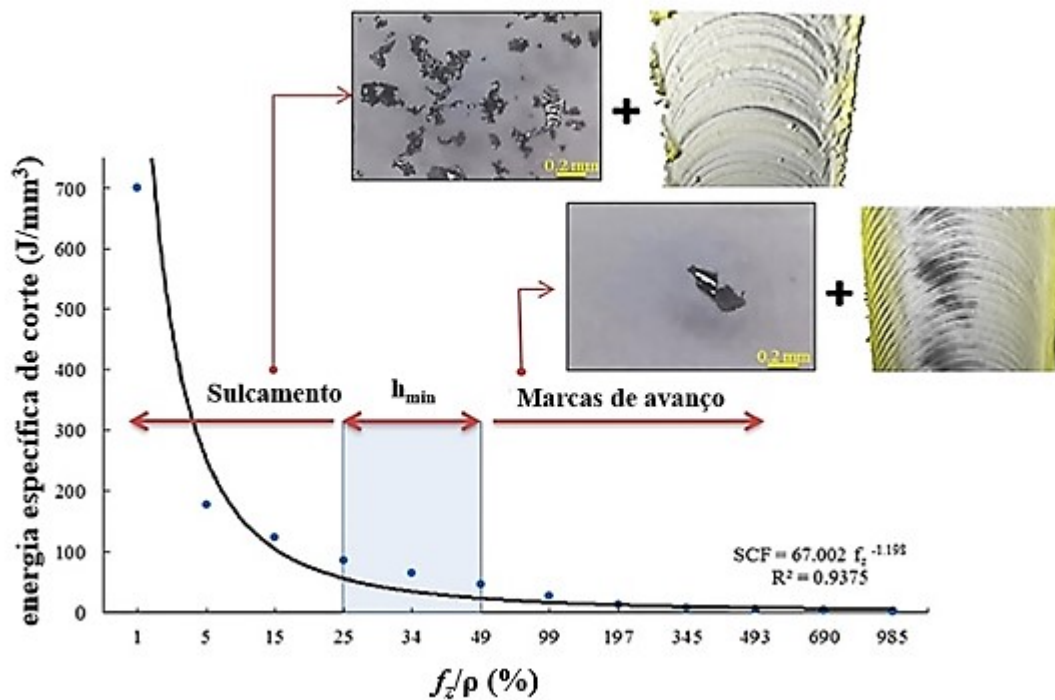
Figura 2.31 – Resultados de simulação para o microfresamento da liga Ti-6Al-4V. (a) morfologia do cavaco. (b) Temperatura máxima. (c) Deformação plástica. (d) Taxa de deformação.



Fonte: adaptado de Wang *et al.* (2020).

De forma complementar, Rezaei, Sadeghi e Budak (2018) pesquisaram a influência do efeito escala na rugosidade por meio da quantificação da energia específica de corte durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. Os autores verificaram que, quando a espessura do cavaco foi menor que o raio de aresta, a superfície usinada apresentou regiões de aderência de material e maior endurecimento devido ao encruamento provocado pelo mecanismo de sulcamento do material. Desta maneira, a superfície usinada apresentou um comportamento não periódico em função do fluxo lateral de material. Os melhores resultados de rugosidade foram obtidos quando a espessura do cavaco foi igual ao raio de aresta. Nesta região, o mecanismo de sulcamento apresentou menor predominância, e, para a região onde a espessura de corte foi maior que o raio de aresta, notou-se uma piora na superfície usinada, fato que foi associado ao desgaste da ferramenta. A Figura 2.32 apresenta a energia específica de corte em função da razão de f_z e raio de aresta durante a usinagem da liga de Ti-6Al-4V.

Figura 2.32 – Influência do efeito escala na rugosidade durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V.



Fonte: adaptado de Rezaei, Sadeghi e Budak (2018).

De acordo com Yılmaz, Budak e Özgüven (2016), o desgaste da ferramenta também afeta a integridade da superfície e a geometria do produto. Além disso, a baixa rigidez da ferramenta durante a operação de microfresamento é um dos maiores obstáculos em termos de qualidade superficial. As forças envolvidas durante o processo de remoção do cavaco pode ocasionar a fratura da aresta da ferramenta de corte e/ou a fratura da microfresa.

Durante a retirada de material da peça, na forma de cavaco, há transformação de energia nas zonas de corte em significativa quantidade de calor. Parte do calor gerado durante a usinagem é direcionada para a ferramenta, onde o acréscimo de temperatura pode afetar de maneira significativa o seu desempenho (CAROU *et al.*, 2017). No caso específico do titânio e suas ligas, a sua baixa condutividade térmica em relação ao aço geralmente contribui para o aumento de temperatura na usinagem - comportamento que acelera o desgaste da ferramenta, afetando a integridade superficial.

Quando materiais dúcteis, como alumínio, aço e até mesmo algumas ligas de titânio, são usinados pela operação de microfresamento, geralmente se observa uma porção de material encruado e aderido próximo à aresta de corte da ferramenta, o qual é conhecido como aresta postiça de corte. A aresta postiça de corte comumente pode ser observada na superfície de saída da ferramenta. Isso se deve à adesão de cavacos ou material na superfície da ferramenta de corte, o que afeta negativamente a força de usinagem, acabamento da peça e vida útil da ferramenta. Como a aresta postiça de corte desenvolve periodicamente na superfície de saída da ferramenta,

a espessura crítica de corte é afetada, o que leva ainda à má qualidade da superfície devido ao efeito escala. A aresta postiça de corte normalmente é mais proeminente ao usar velocidades de corte mais baixas, como no mesofresamento. Ela afeta as condições de atrito entre a ferramenta e a peça, prejudicando o contato entre a ferramenta e a peça por causa do acúmulo de material na superfície de saída da ferramenta. A formação da aresta postiça de corte pode ser considerada um fator negativo na usinagem, já que interfere negativamente na qualidade do produto final.

Uhlmann, Piltz e Schauer (2005) realizaram o microfresamento das ligas de cobre WCu 70/30, WCu 75/25 e WCu 80/20 e observaram que a rugosidade aumentou com a diminuição da velocidade de corte. Tal fato, foi justificado pela formação de aresta postiça de corte na superfície de saída da ferramenta. Além disso, verificou-se que o aumento do f_z provocou imprecisão geométrica e maior desgaste abrasivo, que contribuiu para a piora da qualidade da superfície usinada.

Oliaei e Karpát (2017) estudaram o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V com microfresas de metal duro, fabricadas pelo processo de eletroerosão, e verificaram que a formação da aresta postiça aumentou as forças de usinagem devido ao acúmulo de material no raio da aresta de corte. Notou-se que a aresta postiça de corte “protege”, temporariamente, a superfície de saída contra o desgaste. Entretanto, a aresta postiça de corte provocou a piora da rugosidade devido as mudanças na geometria da ferramenta, pelo fato do acúmulo de material no estágio da formação da aresta postiça e pela retirada de material quando ocorre a fratura da aresta postiça da superfície da ferramenta de corte. Como consequência, ocorre a piora do acabamento da superfície da peça.

Litwinski *et al.* (2006) indicaram que o microfresamento, no sentido concordante, leva a um melhor acabamento da superfície em comparação com o microfresamento no sentido discordante. Ademais, os autores inferiram que o desgaste da ferramenta foi menor no sentido concordante em relação ao sentido discordante, e esse resultado foi explicado pela maior força quando o microfresamento ocorreu no sentido discordante. As maiores forças de usinagem elevam o desgaste da ferramenta, diminuindo a qualidade da superfície usinada. Além disso, Biermann e Steiner (2012) verificaram que a qualidade da parede lateral do canal microusinado é melhor quando a estratégia de microfresamento concordante foi utilizada.

Vogler, DeVor e Kapoor (2004) pesquisaram o efeito da microestrutura de materiais bifásicos e multifásicos sobre a rugosidade durante a operação de microfresamento. Os ensaios foram conduzidos com quatro materiais distintos, sendo dois bifásicos (ferrítico ou perlítico) e dois multifásicos, ambos os grupos com composições diferentes. Os autores constataram que os materiais com microestrutura multifásica apresentaram uma rugosidade pior em relação aos materiais monofásicos. A deterioração da qualidade superficial foi atribuída à formação interrompida do cavaco, que ocorreu quando a aresta de corte se movia entre as várias fases. Além disso, uma possível explicação para esse comportamento foi a hipótese da formação de rebarbas nos contornos de grão, que possivelmente contribuiu para o aumento da rugosidade.

Portanto, quando o controle do acabamento da superfície é necessário no microfresa-

mento, comumente devem-se gerenciar e monitorar os seguintes parâmetros de entrada: velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de usinagem, geometria da ferramenta, trajetória da ferramenta e microestrutura do material, já que, comumente eles determinam a qualidade da peça produzida.

2.6 Formação de rebarba

As rebarbas são definidas como materiais residuais deformados plasticamente gerados nos cantos ou nas bordas das peças como resultado do fluxo plástico do material nas operações de corte. Esses materiais indesejados, geralmente, têm diferentes formas, dependendo do processo de usinagem e dos materiais usinados. Sendo um subproduto indesejado durante a usinagem, a formação de rebarbas prejudica a qualidade da peça em muitos aspectos pois, seu tamanho no microfresamento pode ser da ordem do diâmetro da microfresa (JIN *et al.*, 2020). Geralmente, o tema “formação de rebarbas” é abordado na literatura em função da escolha dos parâmetros de entrada ou das funções das operações de rebarbação (JANG *et al.*, 2012).

A usinagem com o contato entre a ferramenta e a peça é sempre acompanhada de formação de rebarbas, seja na mesousinagem ou na microusinagem. Ao contrário do mesofresamento, a remoção das rebarbas nos componentes produzidos por microfresamento é bastante desafiadora. Duas abordagens podem ser realizadas para eliminar ou minimizar as rebarbas. O primeiro é remover as rebarbas após a usinagem (rebarbação), e a outra é minimizar a formação das rebarbas durante a usinagem. As técnicas de rebarbação comumente utilizadas no mesofresamento não podem ser simplesmente utilizadas no microfresamento, uma vez que causam erros dimensionais e tensões residuais nos componentes. Minimizar a formação das rebarbas durante a usinagem é comumente considerado a abordagem mais eficaz em termos de custos de usinagem, qualidade superficial e tempo de operação. Portanto, é extremamente benéfico ter um conhecimento abrangente dos fatores que governam a formação de rebarbas, sob condições de usinagem, a fim de reduzi-las (KHAN *et al.*, 2019).

Diversos fatores podem influenciar no mecanismo de formação de rebarbas: ductilidade do material da peça, geometria da ferramenta, parâmetros de usinagem, desgaste da ferramenta, vibração, excentricidade da ferramenta, geometria da peça e estratégias de usinagem. Dessa maneira, o mecanismo de formação de rebarbas pode ser dividido em seis etapas e inclusive se aplica ao microfresamento (HASHIMURA; CHANG; DORNFELD, 1999), como descrito a seguir:

- Primeira etapa: é o início do processo, onde o raio da aresta de corte da ferramenta entra em contato com a peça produzindo regiões de deformação elástica e plástica por compressão e cisalhamento. Assim, as tensões e as deformações são distribuídas na zona de cisalhamento primária e secundária, provocando o início da formação do cavaco sem a presença de rebarba (Figura 2.33a).

Segunda etapa: denominada pré-iniciação, a relação entre a distorção e a propagação das tensões é influenciada pela aresta de corte, onde as zonas de deformação elástica e plástica se expandem na direção da região de menor resistência da peça, dando início à formação da rebarba. Como consequência, o campo elástico propaga-se até atingir a extremidade da peça (Figura 2.33b).

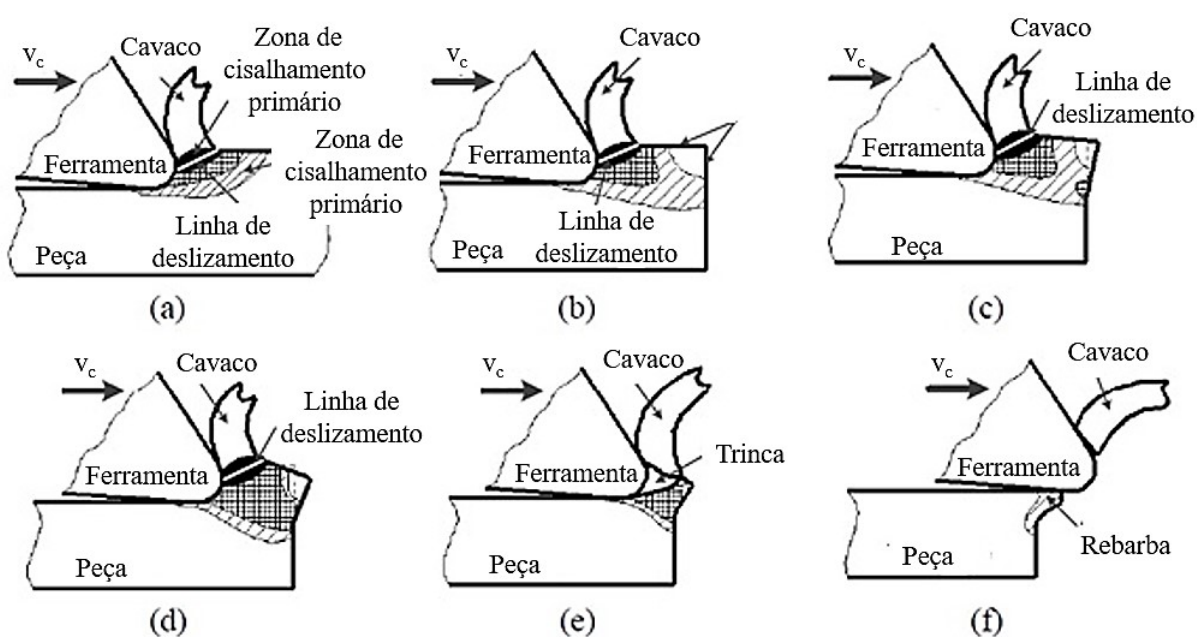
Terceira etapa: a deformação da peça se desenvolve ainda mais à medida que a ferramenta de corte continua avançando. O material acima da linha de deslizamento é “empurrado” para baixo, e a deformação plástica se expande para conectar outras zonas de deformação (Figura 2.33c).

Quarta etapa: ocorre o deslizamento do material recalcado devido ao aumento progressivo da deformação plástica até atingir a tensão de cisalhamento necessária para a formação de uma fratura na zona de cisalhamento primário. Além disso, as forças de usinagem reduzem a intensidade em função das maiores deformações ocorridas (Figura 2.33d).

Quinta etapa: com a continuidade da penetração da ferramenta, ocorre a rotação do plano de cisalhamento. Desse modo, há distribuição das tensões e deformações por toda a zona de cisalhamento, bem como pela zona de cisalhamento primário e secundário (Figura 2.33e).

Sexta etapa: a trinca provoca a separação do cavaco ao longo da linha de corte, e a rebarba é deixada na borda da peça (Figura 2.33f).

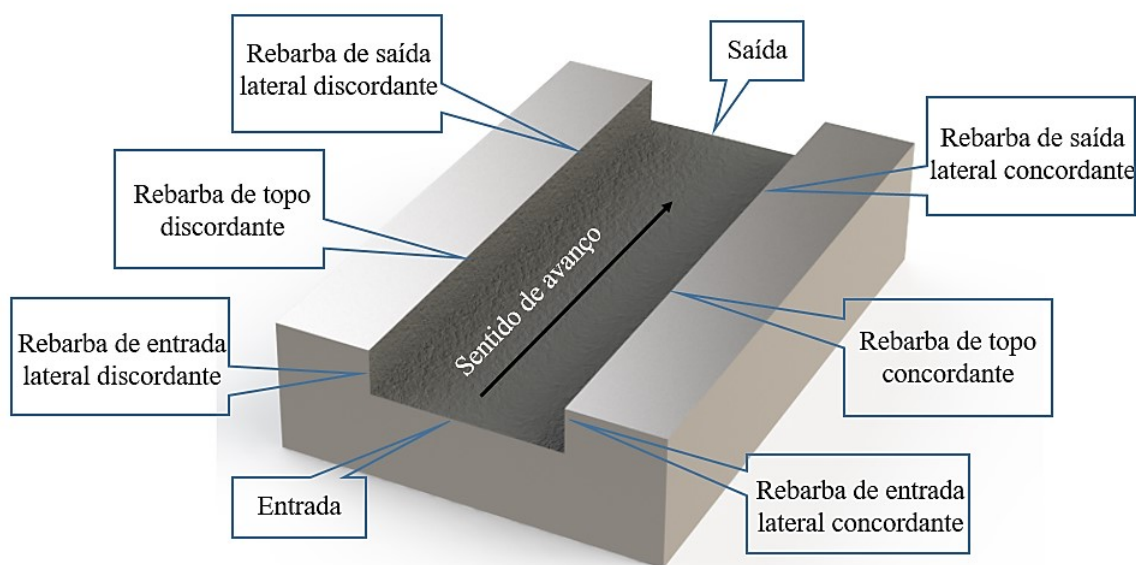
Figura 2.33 – Mecanismo de formação de rebarba. (a) primeira etapa, (b) segunda etapa, (c) terceira etapa, (d) quarta etapa, (e) quinta etapa e (f) sexta etapa.



Fonte: adaptado de Kou *et al.* (2015).

Gillespie (1973) descreveu a existência de três tipos de rebarbas de usinagem: rebarba de topo, rebarba de entrada e rebarba de saída, como ilustrado na Figura 2.34.

Figura 2.34 – Tipos de rebarbas geradas na operação de microfresamento.

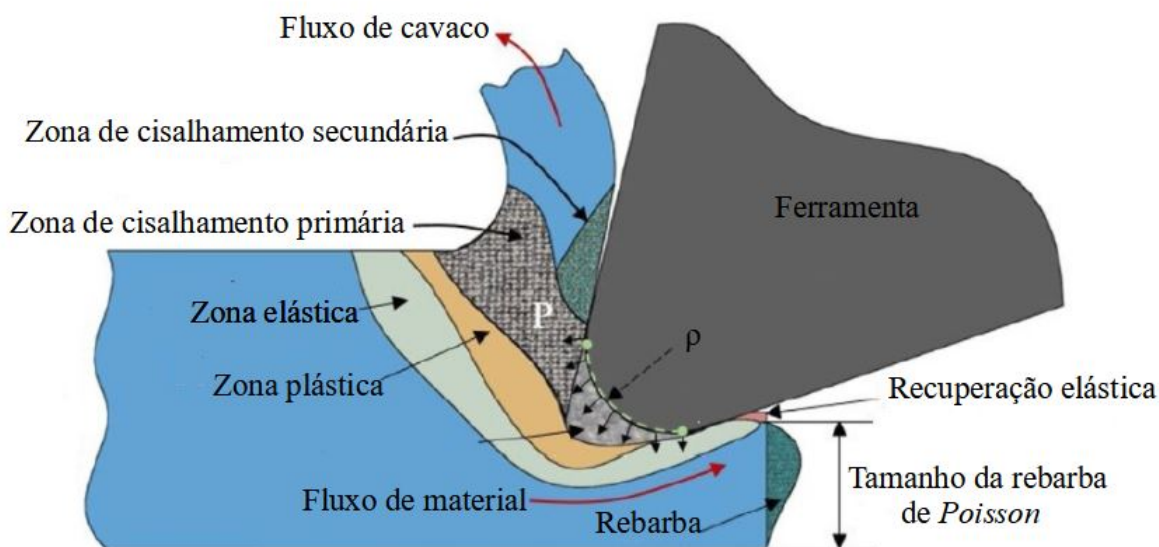


Fonte: adaptado de Kumar e Bajpai (2020).

Sendo assim, as rebarbas podem ser formadas por quatro mecanismos, que são apresentados a seguir:

Primeiro mecanismo: a rebarba do tipo (*“Poisson Burr”*), que é formada pelo arredondamento do raio efetivo da aresta de corte da ferramenta e pelas forças de avanço, que acarretam altas tensões que se concentram nas laterais da superfície usinada. A rebarba de topo é um tipo de rebarba formada pelo mecanismo *Poisson Burr* devido à tensão exercida pela ferramenta sobre o material da peça. O aumento de tensão durante a usinagem ocorre consequentemente pelo aumento do raio da aresta de corte, recuperação elástica do material, espessura do cavaco não deformado e profundidade de usinagem. Conforme a tensão exercida pela ferramenta aumenta sobre o material usinado, mais material estagnado tende a fluir para a lateral do canal usinado. A Figura 2.35 apresenta o mecanismo de formação da rebarba *Poisson Burr* no microfresamento.

Figura 2.35 – Mecanismo de formação da rebarba *Poisson Burr* no microfresamento.



Fonte: adaptado de Malayath, Sidpara e Deb (2020)

Segundo mecanismo: a rebarba do tipo encurvamento (“*Rollover Burr*”), que é formada pelo não cisalhamento do cavaco ao final do corte. Deste modo, o cavaco é “empurrado” na direção de saída da ferramenta.

Terceiro mecanismo: a rebarba do tipo ruptura (“*Tear Burr*”), que pode ser formada quando o cavaco se solta da peça usinada, e parte do material deformado permanece na peça após a fratura.

Quarto mecanismo: geralmente, a rebarba de interrupção de corte (“*Cut-off burr*”) é formada quando o cavaco se separa da matéria-prima antes do término do corte.

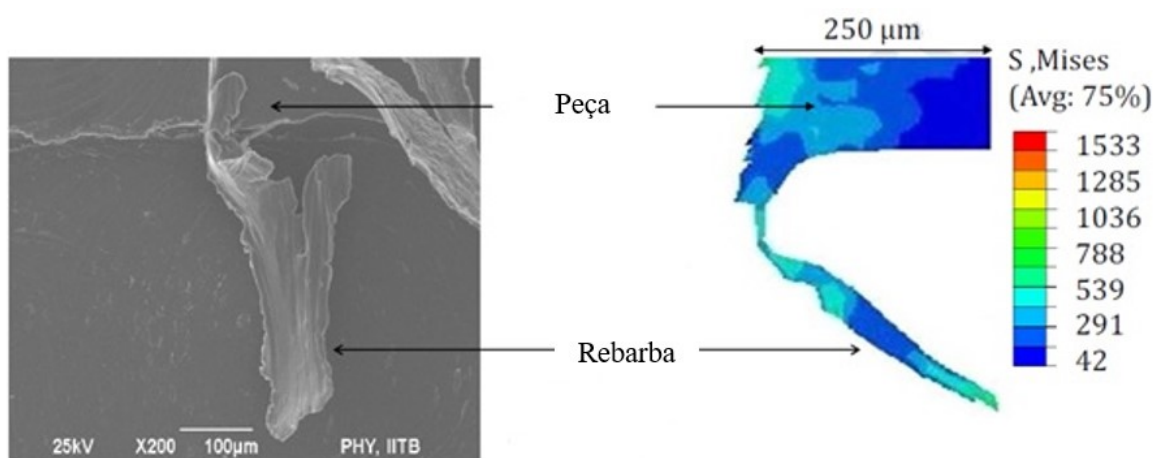
Lekkala *et al.* (2011) analisaram a formação de rebarba correlacionando os principais parâmetros da operação de microfresamento, como velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de usinagem, diâmetro da ferramenta e número de hélices na formação de rebarbas. Os autores observaram que a profundidade de usinagem e o diâmetro da ferramenta foram os principais parâmetros que influenciaram significativamente na altura e na largura da rebarba de topo.

Kim, Lee e Lee (2014) investigaram a influência da velocidade de corte e do avanço no tamanho da rebarba de topo durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V. Os autores concluíram que menores valores de f_z levaram a rebarbas maiores. Este resultado foi explicado em função da maior deformação plástica do material provocada pela predominância do efeito escala. Já a velocidade de corte não apresentou influência na formação das rebarbas.

Yadav *et al.* (2017) pesquisaram a formação de rebarbas durante o microfresamento da liga de Ti-6Al-4V por meio de ensaios experimentais e pelo MEF. As simulações foram realizadas com os seguintes parâmetros de entrada: velocidade de corte de 78,5, 157, 235,5 e 314 m/min, velocidade de avanço 300 mm/min, profundidade de usinagem de 10 μm e ferramentas de metal

duro, sem revestimento, com raio de aresta de $0,5 \mu\text{m}$, ângulo de hélice de 30° e diâmetro de $500 \mu\text{m}$. Os autores concluíram que a velocidade de corte de 314 m/min demonstrou uma redução de 96% na altura e na largura de rebarba em comparação com a velocidade de corte de $78,5 \text{ m/min}$. Mediante o exposto, averiguou-se que as geometrias da rebarba experimental e da rebarba simulada foram similares (Figura 2.36). Isso significa que, pelos resultados da simulação, foi possível prever a forma e altura da rebarba, e, em vista disso, quando comparados os resultados experimentais com os simulados, o erro não ultrapassou 15% validando, portanto, o modelo.

Figura 2.36 – Comparação entre a rebarba experimental e a rebarba formada por simulação para v_c de 157 m/min .



Fonte: adaptado de Yadav *et al.* (2017).

Piquard *et al.* (2014) analisaram a operação de microfresamento e verificaram que os parâmetros de usinagem f_z e a penetração de trabalho afetaram significativamente o tamanho das rebarbas. Os autores também relataram que maiores valores de f_z e menores valores de penetração de trabalho têm um efeito positivo nos mecanismos de formação das rebarbas.

Gilbin *et al.* (2013) Realizaram ensaios de microfresamento em aço ferramenta 42Ni-CrMo16 com dureza de 54 HRC utilizando microfresas de topo reto de metal duro com diâmetro de $500 \mu\text{m}$. Os autores constataram que a altura das rebarbas foram menores quando empregado maiores valores de f_z .

Biermann e Steiner (2012) realizaram o microfresamento do aço inoxidável austenítico X5CrNi18-10 utilizando microfresas de topo reto de metal duro revestidas com TiAl e com diâmetro de $500 \mu\text{m}$. Os autores constataram que, o aumento do f_z contribuiu para maior altura das rebarbas. Tal fato, foi justificado pelo arredondamento da aresta de corte da ferramenta devido ao desgaste abrasivo.

Rehman *et al.* (2018) avaliaram, por meio de análise estatística, a influência dos parâmetros de entrada - velocidade de corte, velocidade de avanço e profundidade de usinagem - sobre a formação de rebarbas durante o microfresamento da liga titânio Ti-6Al-4V. Os autores inferiram que a velocidade de avanço foi o fator dominante na formação de rebarbas e que as velocidades

de avanço e corte demonstraram controlar a formação do cavaco e a qualidade da superfície. Com uma velocidade de avanço menor, a velocidade de corte teve pouco efeito na formação de rebarbas. No entanto, em velocidades de avanço mais altas, a velocidade de corte desempenhou um papel significativo na formação de rebarbas. Diante disso, em velocidades de corte mais altas, os autores sugeriram que a temperatura na zona de cisalhamento aumentou, e o coeficiente de atrito médio na superfície de saída da ferramenta diminuiu, reduzindo, conseqüentemente, a adesão na interface cavaco-ferramenta. Como resultado, a formação de rebarbas foi desfavorecida, e, além disso, verificou-se, para as condições avaliadas, que a influência da profundidade de usinagem sobre a formação de rebarba foi considerada insignificante.

Trabalho semelhante foi realizado por Jaffery e Mativenga (2009), que analisaram estatisticamente o efeito da velocidade de corte, velocidade de avanço e profundidade de usinagem na formação de rebarbas para as regiões de sulcamento e cisalhamento durante o microfresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Os autores concluíram que, a velocidade de avanço foi o parâmetro mais significativo para a formação de rebarba.

Zhang *et al.* (2019c) estudaram a influência da velocidade de corte, velocidade de avanço e profundidade de usinagem sobre a formação de rebarbas na operação de microfresamento. Os resultados indicaram que todos os parâmetros apresentaram influência sobre a altura da rebarba. Porém, em relação à largura de rebarba, somente a velocidade de avanço e a profundidade de usinagem foram significativas, atribuindo-se este fato, novamente, ao efeito de sulcamento do material.

Balázs e Takács (2020) destacaram que a estratégia de usinagem também desempenha um papel importante na formação das rebarbas. No caso do microfresamento, o tamanho das rebarbas podem atingir a dimensão do diâmetro da ferramenta, o que afeta significativamente a qualidade do componente usinado, prejudicando seu desempenho. Com a finalidade de minimizar a formação de rebarba, Neugebauer, Schmidt e Dix (2010) analisaram o efeito dos sentidos concordante e discordante de corte para as ligas de Ti-6Al-4V e Ti-6Al-7Nb no microfresamento, sendo que, para ambos os materiais, as rebarbas de topo foram similares. Porém, resultados análogos foram encontrados por diferentes autores Mian, Driver e Mativenga (2011a), Biermann e Steiner (2012), Aslantas *et al.* (2016), e Wu, Li e He (2017) quando avaliaram distintas trajetórias da ferramenta. Os autores indicaram que o sentido discordante de corte apresentou maior altura de rebarba.

Os resultados análogos podem ser atribuídos, principalmente, ao mecanismo de sulcamento do material, em que uma tensão biaxial de elevada magnitude deforma o material em direção à extremidade da peça. De acordo com Kumar *et al.* (2017), os parâmetros de usinagem, propriedades do material da peça, geometria da ferramenta, revestimentos e fluido de corte também afetam significativamente a formação de rebarbas no microfresamento Além disso, a orientação cristalográfica e o tamanho de grão têm influência na deformação do material, afetando, conseqüentemente, o estado triaxial de tensões durante a deformação na operação de

microfresamento.

2.7 Considerações Parciais

Desde a primeira ideia de Richard Feynman sobre máquinas em miniatura, a microusinagem tem sido tema de muitos trabalhos científicos, e vários autores buscaram compreender e desenvolver novas formas e tecnologias para produzir microcomponentes para atender às diversas indústrias. Para este fim, geralmente é proposta a análise do efeito escala e dos parâmetros de entrada, por meio, da investigação das forças de usinagem, EA, rugosidade, formação de rebarbas, tamanho de grão do material e pelo método dos elementos finitos. No entanto, poucos trabalhos exploraram as respostas obtidas sobre diferentes trajetórias da ferramenta.

Nas últimas três décadas, a microusinagem tem se expandido, principalmente em decorrências dos avanços tecnológicos relacionados com as máquinas de usinagem, que vêm se tornando mais precisas e robustas. Além disso, notou-se, também, a evolução dos *softwares* CAM para a fabricação de microcomponentes com geometrias complexas. Muitos autores têm buscado compreender os desafios relacionados à microusinagem das ligas de titânio, devido à concentração de calor na interface peça-ferramenta. Porém, poucos trabalhos se dedicaram em investigar o microfresamento do TC4 e as metodologias empregadas no estudo do microfresamento de ligas resistentes ao calor ainda necessitam ser exploradas, principalmente com relação à baixa rentabilidade da microfresa. Neste sentido, alguns fatores relacionados ao estudo do microfresamento do TC4, com as trajetórias TUC e TPC merecem ser destacados:

Sabe-se que o microfresamento com a trajetória TPC ainda é desafiador, principalmente em função dos erros geométricos da microfresa e da necessidade de altas velocidades de avanço para que a espessura média do cavaco seja maior que a espessura crítica de corte. Dessa forma, em função dos dois fatores anteriores, há um obstáculo para a implementação desta estratégia de usinagem.

Embora seja vantajoso empregar um dinamômetro na obtenção dos sinais de força durante a operação de microfresamento, vale ressaltar que sua sensibilidade é menor em comparação aos sinais de EA. Ressalta-se ainda que os sinais de EA são eficientes para detectar danos na estrutura do material. Entretanto, para microfresas com diâmetro reduzido, verifica-se um dano maior na superfície da peça durante o referenciamento (zero-peça) da ferramenta na máquina. Este fato, está associado à menor quantidade de defeitos encontrados na estrutura cristalina do material deformado, o que resulta em uma menor propagação de energia na estrutura cristalina do material e um tempo de resposta maior para processar os sinais.

Sobre a rugosidade e a formação de rebarbas, observa-se a predominância da razão entre o f_z e o raio de aresta da ferramenta para determinar a condição da superfície usinada. Além disso, nota-se frequentemente que, quando a usinagem ocorre sob os efeitos do mecanismo de sulcamento, há uma drástica piora da superfície usinada.

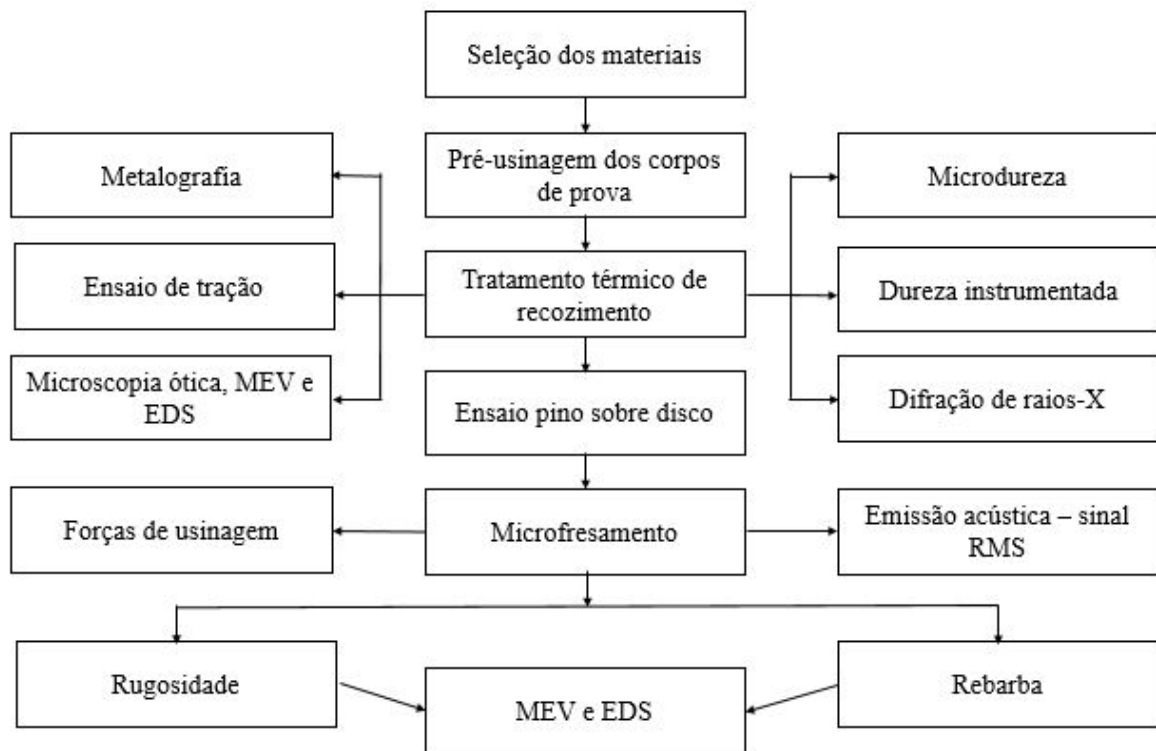
Os ensaios experimentais, juntamente com os modelos analíticos proposto para serem aplicados na microusinagem, ainda não conseguem prever com exatidão e precisão todas as variáveis envolvidas durante o microfresamento. Por isso, são realizados os ensaios pelo método dos elementos finitos, para que se possa identificar, por meio de modelos baseados em dados experimentais, o comportamento da temperatura, taxa de deformação, tensões residuais, desgaste da ferramenta, efeito escala, dentre outras variáveis durante a usinagem.

Na seção acima, foram discutidas de forma resumida o microfresamento do titânio e suas ligas, forças de usinagem, EA, qualidade da superfície e formação de rebarbas, bem como a literatura relevante sobre os efeitos do tamanho do raio de aresta, pois esses tópicos estão relacionados aos fenômenos mais importantes no microfresamento. No entanto, relativamente, poucas publicações lidam com uma comparação detalhada das estratégias de usinagem no microfresamento. Além disso, os estudos geralmente se concentram apenas em um dos principais problemas da operação de microfresamento e não fornecem uma análise geral da operação de microfresamento.

3 METODOLOGIA

Este capítulo tem como objetivo de descrever os materiais, equipamentos e procedimentos experimentais utilizados ao longo do trabalho. Os ensaios foram conduzidos nos seguintes laboratórios: Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica, Laboratório de Dureza Instrumentada e Perfilometria do Departamento de Engenharia Metalúrgica da Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, Laboratório de Fresagem do Departamento de Engenharia de Materiais do Centro Federal De Educação Tecnológica De Minas Gerais – CEFET-MG e Laboratório de Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais – PUC-MG. As informações sobre os procedimentos para aquisição das componentes das forças de usinagem, energia específica de corte, ensaio de pino sobre disco, rugosidade, rebarbas e EA são detalhadas a seguir. Para uma melhor compreensão da metodologia adotada, foi elaborado um fluxograma das etapas realizadas, conforme apresentado na Figura 3.1.

Figura 3.1 – Fluxograma elaborado para o procedimento experimental.



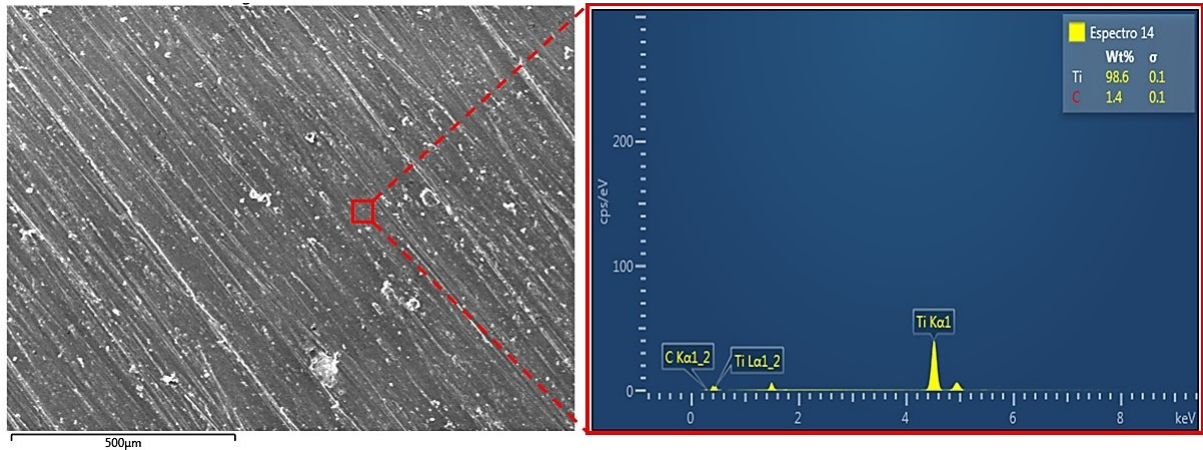
Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

3.1 Materiais

O material utilizado na fabricação dos corpos de prova foi o TC4, na forma de barras cilíndricas, com diâmetro de 6 mm. As amostras foram analisadas por meio de EDS, conforme a

Figura 3.2. O titânio apresentou um valor de 98,6 Wt%, sendo que, nesta análise semi-qualitativa, não se pode medir com segurança nenhum elemento além do titânio.

Figura 3.2 – Composição química do material TC4.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

As propriedades mecânicas do material foram consultadas junto à norma ASTM F67, segundo a Tabela 3.1.

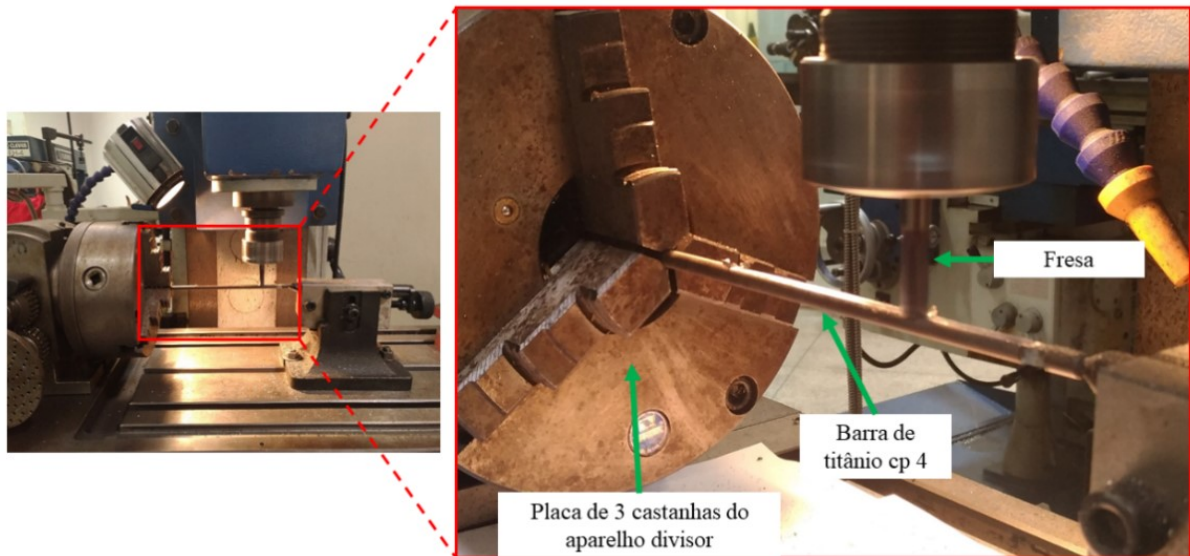
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas das barras de titânio comercialmente puro F67 grau 4.

Tensão de escoamento (MPa)	Tensão máxima (MPa)	Alongamento (%)	Módulo de elasticidade (GPa)
483	550	15	103-107

Fonte: adaptado de ASTM (67).

Antes da realização dos ensaios de microfresamento optou-se, por modificar a geometria das barras cilíndricas do TC4, transformando-as em formato quadrado. Nesta etapa, empregou-se uma fresadora convencional Clever FH-4, com potência máxima de 3,73 kW, juntamente com um aparelho divisor Vertex (*precision machine tool*) montado na mesa da máquina (Figura 3.3), e uma fresa de metal duro de topo reto revestida com TiAlN, com duas arestas de corte e diâmetro de 8 mm. O objetivo foi obter faces planas para um melhor aproveitamento do material, além de facilitar a caracterização dos corpos de prova por meio do ensaio de perfilometria, viabilizando um melhor entendimento dos resultados experimentais.

Figura 3.3 – Fresadora Clever FH – 4.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

A Tabela 3.2 apresenta a condição de usinagem utilizada para a mudança de forma da barra.

Tabela 3.2 – Condição de usinagem empregada na fresadora Clever FH-4 para a mudança de geometria do TC4.

Velocidade de corte (m/min)	Avanço por dente ($\mu\text{m}/\text{dente}$)	Profundidade de usinagem (mm)
30	0,011	0,50

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

3.2 Recozimento

Após a etapa de alteração da forma do TC4, procedeu-se ao tratamento térmico de recozimento das amostras, com o intuito de uniformizar o tamanho de grão e remover as tensões residuais resultantes das operações de usinagem. Para isso, utilizou-se um forno mufla, fabricante Magnus, modelo 200 FDM, com temperatura máxima de 1200°C, conforme ilustrado na Figura 3.4, sem atmosfera controlada. As amostras foram mantidas a uma temperatura de 700°C durante 2 horas, com resfriamento dentro do forno até atingirem a temperatura ambiente.

Figura 3.4 – Forno Mufla modelo 200 FDM.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

3.3 Preparação metalográfica

A metalografia, um dos principais ramos da metalurgia física, dedica-se ao estudo da constituição, estrutura e textura dos metais, suas ligas e produtos metálicos, bem como sua relação com as propriedades mecânicas, físicas, químicas e processos de fabricação (COUTINHO, 1980). Para a caracterização da microestrutura do TC4, as amostras foram cortadas na serra metalográfica Isomet 1000 utilizando disco de diamante, com refrigeração constante a fim de evitar o superaquecimento da superfície da amostra. Após a etapa de corte, as amostras foram embutidas a frio em resina acrílica e preparadas conforme os passos seguir:

Lixamento: foi realizado o polimento mecânico na politriz da marca Struers, modelo LaboPol, utilizando lixas d'água de carbetto de silício na seguinte ordem de granulometria 100, 180, 200, 320, 400, 600 e 1200 *mesh*, com refrigeração constante.

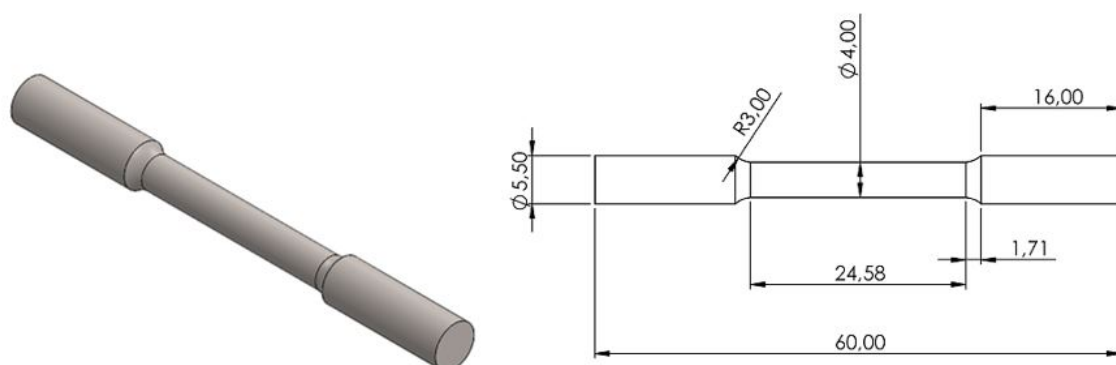
Polimento: realizou-se o polimento mecânico utilizando pano metalográfico da marca Arotec, sobre os quais, foram depositados uma solução de 10 gramas de óxido de alumínio (alumina n°3) + 1,5 ml de ácido fluorídrico + 1,5 ml de ácido nítrico. Essa composição corresponde ao reagente Kroll recomendado para o titânio comercialmente puro e suas ligas.

Ataque químico: com o objetivo de revelar a microestrutura, a superfície das amostras foram atacadas três vezes de maneira alternada por uma solução de água destilada + 10% ácido fluorídrico (HF) e 5% de ácido nítrico (HNO₃), com intervalo de 10 segundos entre cada ataque.

3.4 Ensaio de tração

Os corpos de prova para a determinação das curvas tensão-deformação do TC4 no estado recozido foram usinados em um torno Romi Centur 30s de acordo com as dimensões da Figura 3.5. A geometria e as dimensões seguem a norma ISO 6892-1 para corpos de prova de ensaio de tração cilíndrico.

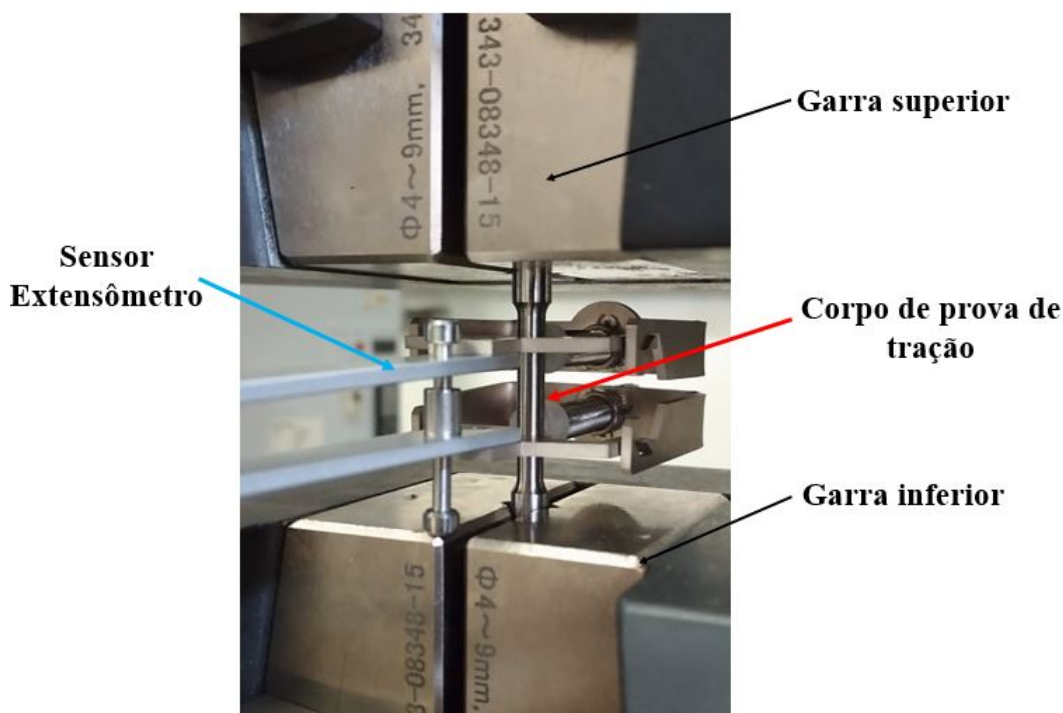
Figura 3.5 – Desenho do corpo de prova para o ensaio de tração.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Foram ensaiados três corpos de prova de tração, utilizando-se um equipamento Shimadzu AGS-X (Figura 3.6), com célula de carga de 300 kN, à temperatura ambiente e com velocidade de deslocamento de 0,5 mm/min.

Figura 3.6 – Corpo de prova de TC4 submetido ao ensaio de tração.

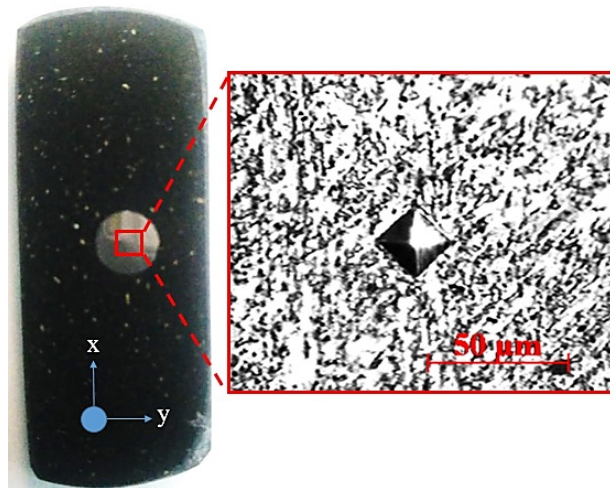


Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

3.5 Dureza

A dureza após o tratamento térmico de recozimento, foi medida utilizando-se o equipamento de microdureza da *Tester FM*, da *Future Tech Corp*. Utilizou-se uma carga de 0,100 kgf por um tempo de doze segundos. Foram realizadas vinte e cinco medidas na direção x e y, com espaçamento de 0,40 mm entre as indentações, conforme a Figura 3.7.

Figura 3.7 – Ensaio de microdureza com carga de 0,100 kgf por doze segundos.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Os ensaios de dureza por penetração instrumentada foram conduzidos no ultramicrodurômetro Shimadzu, modelo DUH-W201S, o qual possui um *software* para cálculo dos valores de dureza e módulo de elasticidade seguindo-se as recomendações da ISO/FDIS 14577-1(2002). O penetrador utilizado foi do tipo Berkovich e o modo de aplicação de carga empregado foi o carregamento/descarregamento com tempo de permanência de 10 segundos na carga máxima, sendo realizadas 20 indentações na amostra.

3.6 Caracterização estrutural por difração de raios-X

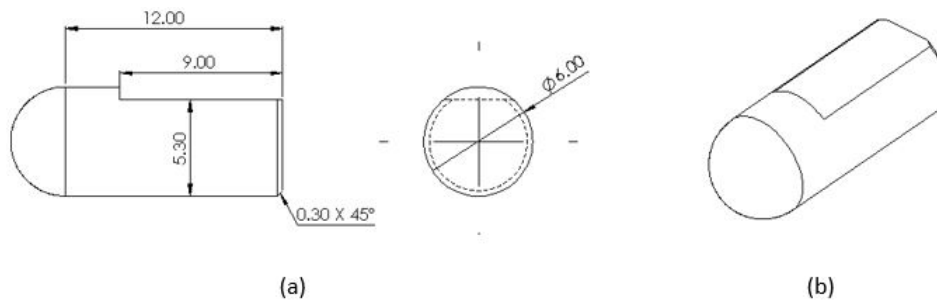
A difração de raios-X pelos cristais resulta de um processo em que a radiação é dispersa pelos elétrons dos átomos, sem alteração no comportamento de onda. Sendo assim, foram realizados testes de difração de raios-X para a caracterização das fases cristalinas presente nas amostras de TC4. Para os ensaios foi utilizado o difratômetro da marca *Philips*, modelo PW 1710 a partir da radiação de $\text{Cu-K}\alpha$ ($\lambda = 1,54056 \text{ \AA}$, Tensão de 50 kV, corrente 35mA, passo $0,02^\circ$ e intervalo de varredura de 10° - 120°). O parâmetro de rede das fases cristalinas foram calculadas utilizando-se a Lei de Bragg, a qual representa a relação da condição de difração. O método para caracterização das fases cristalinas presentes nas amostras consistiu na análise quantitativa dos resultados por meio do *software HighScore Plus* versão 3.0 do fabricante *PANalytical*, por comparação dos difratogramas obtidos do difratômetro com as fichas cristalográficas obtidas dos

bancos de dados aberto ICDD (*International Centre for Diffraction Data*), COD (*Crystallography Open Database*) e ICSD (*Inorganic Crystal Structure Database*). As análises foram realizadas no Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais (DEMET) da UFMG.

3.7 Ensaio de pino sobre disco

Para realizar os ensaios de pino sobre disco foi necessário realizar a confecção dos pinos de TC4. Sendo assim, foram usinados 16 pinos de TC4, em um torno CNC ROMI Centur 30S com potência máxima de 5,5 kW, rotação máxima de 3500 rpm e comando numérico Mach 9. As Figuras 3.8a e 3.8b apresentam, a projeção ortográfica em 1° diedro e a representação em perspectiva isométrica do pino de topo esférico de TC4.

Figura 3.8 – Pino de TC4: (a) projeção ortográfica e (b) perspectiva isométrica.



Fonte: adaptado de Camara (2014).

A Figura 3.9 apresenta a usinagem dos pinos de TC4 no torno CNC ROMI Centur 30S.

Figura 3.9 – Torno CNC Romi Centur 30S.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

A Tabela 3.3 apresenta a condição de usinagem empregada para o torneamento dos pinos de TC4.

Tabela 3.3 – Condição de usinagem empregada para o torneamento dos pinos de TC4.

Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rotação)	Profundidade de usinagem (mm)
250	0,05	1

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

O contra corpo utilizado nos ensaios de pino sobre disco foram insertos de metal duro classe k que foram doados pelo laboratório de tribologia da UFMG. Os insertos de metal duro foram revestidos pela empresa *Oerlikon Balzers* do Brasil onde foi depositado o revestimento de TiNAl pelo processo *magnetron sputtering- PVD (Physical Vapour Deposition)*. A caracterização do revestimento de TiNAl foi realizada por Souza *et al.* (2020), e os resultados são apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Propriedades do revestimento de TiNAl.

Revestimento	Espessura (MPa)	Rugosidade (%)	Nanodureza (GPa)	Modulo de elasticidade (GPa)
TiNAl	3,28 ± 0,19	0,067 ± 0,029	19 ± 5	142 ± 27

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Os ensaios de pino sobre disco a seco foram realizados com a finalidade de determinar o coeficiente de atrito médio do par tribológico - pino de TC4 - de topo esférico e disco de metal duro, classe K, sem e com revestimento de TiNAl. O objetivo foi estabelecer a espessura crítica de corte para os ensaios de microfresamento. A Tabela 3.5 apresenta os parâmetros utilizados no ensaio de pino sobre disco.

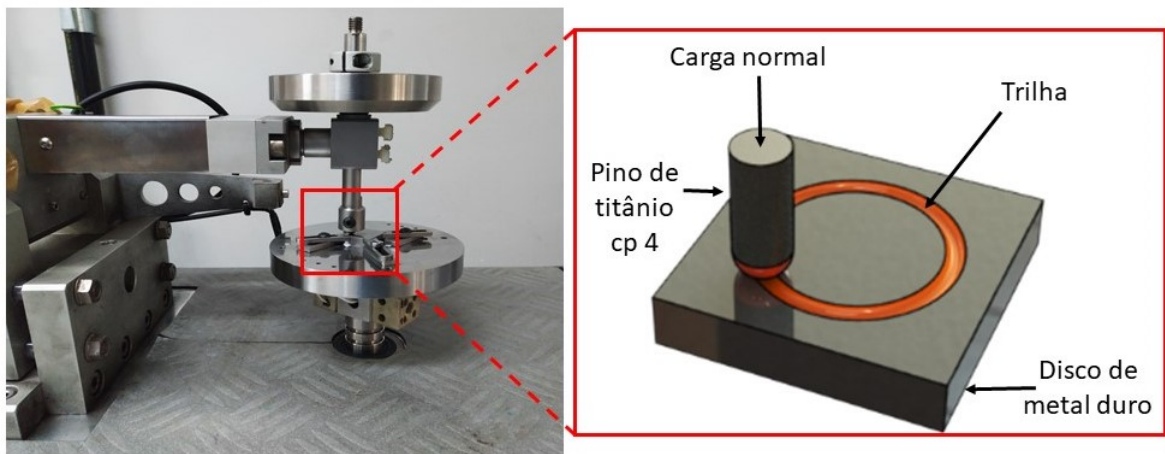
Tabela 3.5 – Parâmetros do ensaio pino sobre disco.

Parâmetros do ensaio pino sobre disco	
Carga normal (N)	1; 10
Velocidade de deslizamento (m/min)	12,81; 25,62
Rotação (rpm)	480
Distância de deslizamento (m)	650
Revestimento do disco	Sem revestimento; revestido com TiNAl

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Antes de realizar os ensaios de pino sobre disco as amostras foram pesadas em uma balança de precisão *Shimadzu*, modelo AX200 e limpas com acetona em um ultrassom *Branson* modelo 1800 por 10 minutos a fim de remover resíduos e impurezas de processos anteriores. Após essa etapa realizou-se o nivelamento do suporte do corpo de prova e do braço de carga do tribômetro *Micro Photonic*, modelo MT60, acoplado a um computador com *software Nanovea Tribometer V 1.5*. Em seguida, efetuou-se um pré-ensaio com duração de 15 minutos, com carga normal de 10 N, para que o equipamento chegasse em sua temperatura ótima de trabalho, como recomendado pelo fabricante (Figura 3.10). As análises de taxa de desgaste foram determinadas pela perda de massa obtidas após, os ensaios de pino sobre disco.

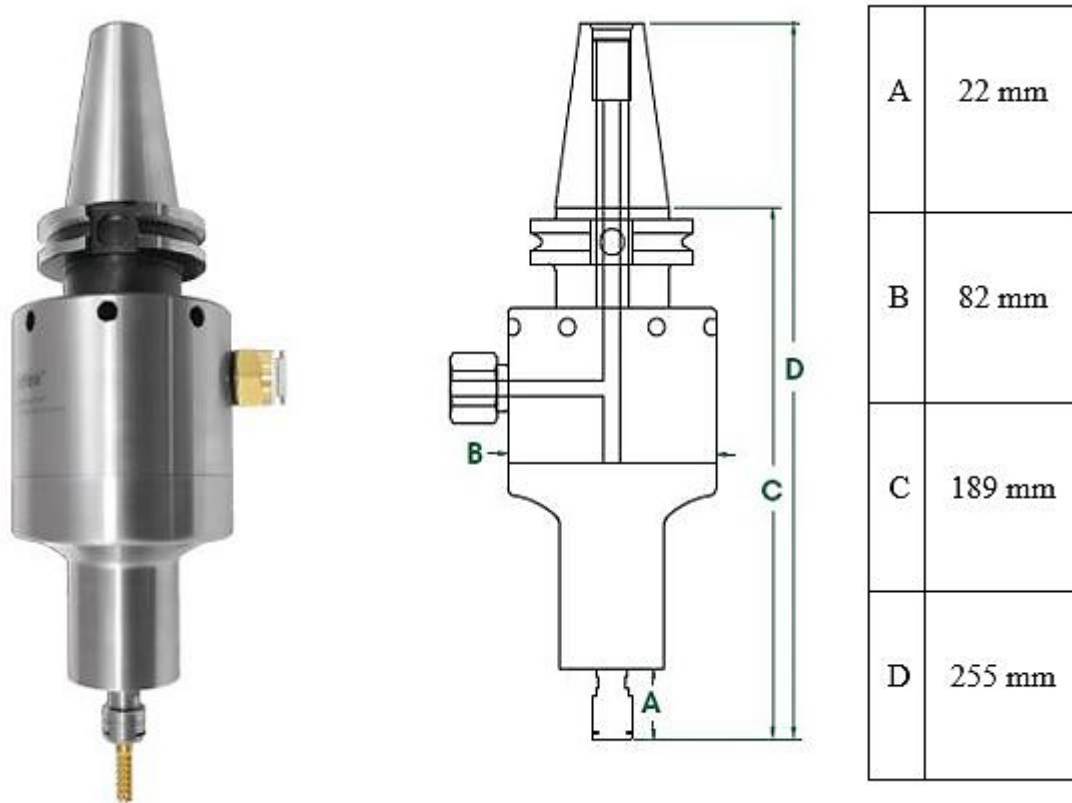
Figura 3.10 – Ensaio de pino sobre disco.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

3.8 Microfresamento

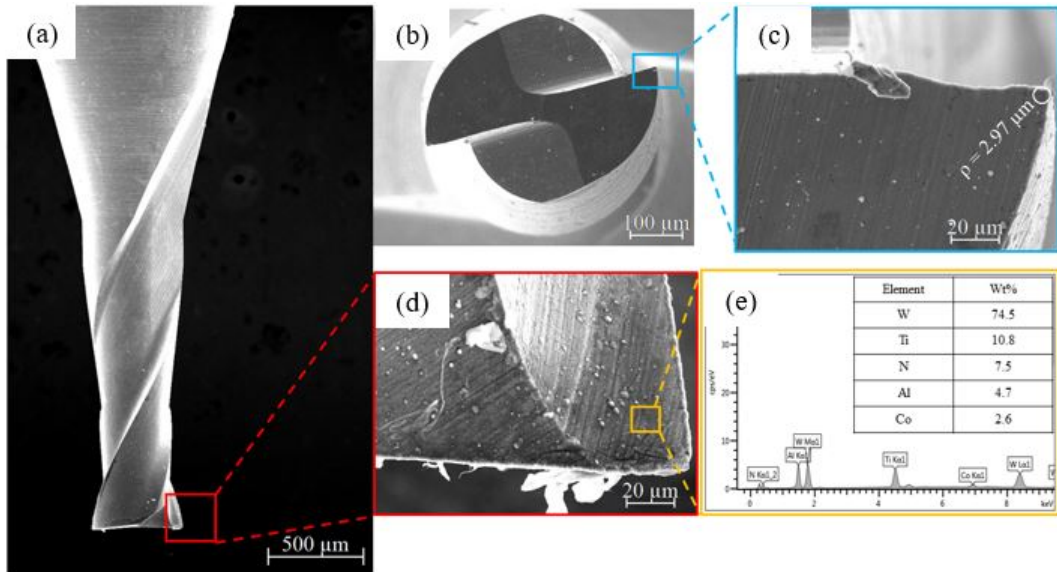
Para os ensaios de microfresamento, utilizou-se um centro de usinagem de três eixos com potência máxima de 9,0 kW, rotação máxima de 7500 rpm, com comando numérico Siemens 810D (Romi Discovery 560). Em virtude do diâmetro da microfresa e da limitação de rotação de 7500 rpm do centro de usinagem, foi necessária a utilização de uma turbina pneumática (fuso multiplicador de rotação) para atingir a velocidade de corte requerida neste trabalho. A turbina pneumática (*Air turbine tools*) série 650 com potência de 0,66 kW, rotação máxima de 40000 rpm e pressão de trabalho de 6,2 bar é apresentada na Figura 3.11.

Figura 3.11 – Turbina pneumática *Air Turbine* modelo 650bt40.

Fonte: adaptador de Turbine (2020).

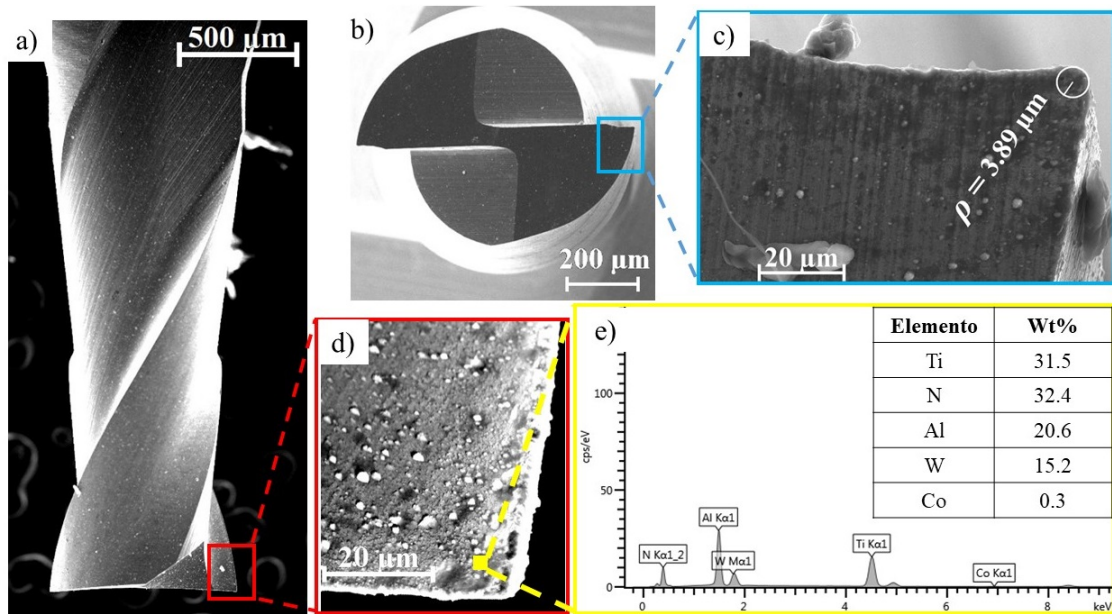
Para os ensaios foram empregadas microfresas de metal duro, de topo reto, revestidas com TiAlN, com duas arestas de corte com $\phi 500 \mu\text{m}$, e $\phi 800 \mu\text{m}$ (Figura 3.12). A escolha do revestimento de TiAlN foi baseada na literatura, visto que esse revestimento é um dos mais empregados na microusinagem de ligas de titânio, devido à sua capacidade de manter a dureza em elevadas temperaturas, além de apresentar maior resistência ao desgaste em relação aos revestimentos de AlCrN, TiN e TiAlN + AlCrN (ARAMCHAROEN *et al.*, 2008), (LIANG *et al.*, 2018), (ASLANTAS *et al.*, 2016) e (VIPINDAS; MATHEW, 2019).

Figura 3.12 – (a) Imagem da microfresa com ϕ 500 μm ; (b) Vista de topo da microfresa; (c) Raio da aresta de corte da microfresa; (d) Superfície de saída da microfresa; (e) Análise da superfície de saída da microfresa por meio de EDS.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Figura 3.13 – (a) Imagem da microfresa com ϕ 800 μm ; (b) Vista de topo da microfresa; (c) Raio da aresta de corte da microfresa; (d) Superfície de saída da microfresa; (e) Análise da superfície de saída da microfresa por meio de EDS.



f)	Diâmetro	Comprimento de corte	Ângulo de hélice	Comprimento total	Diâmetro da haste
	800 μm	1.6 mm	30°	40 mm	4 mm

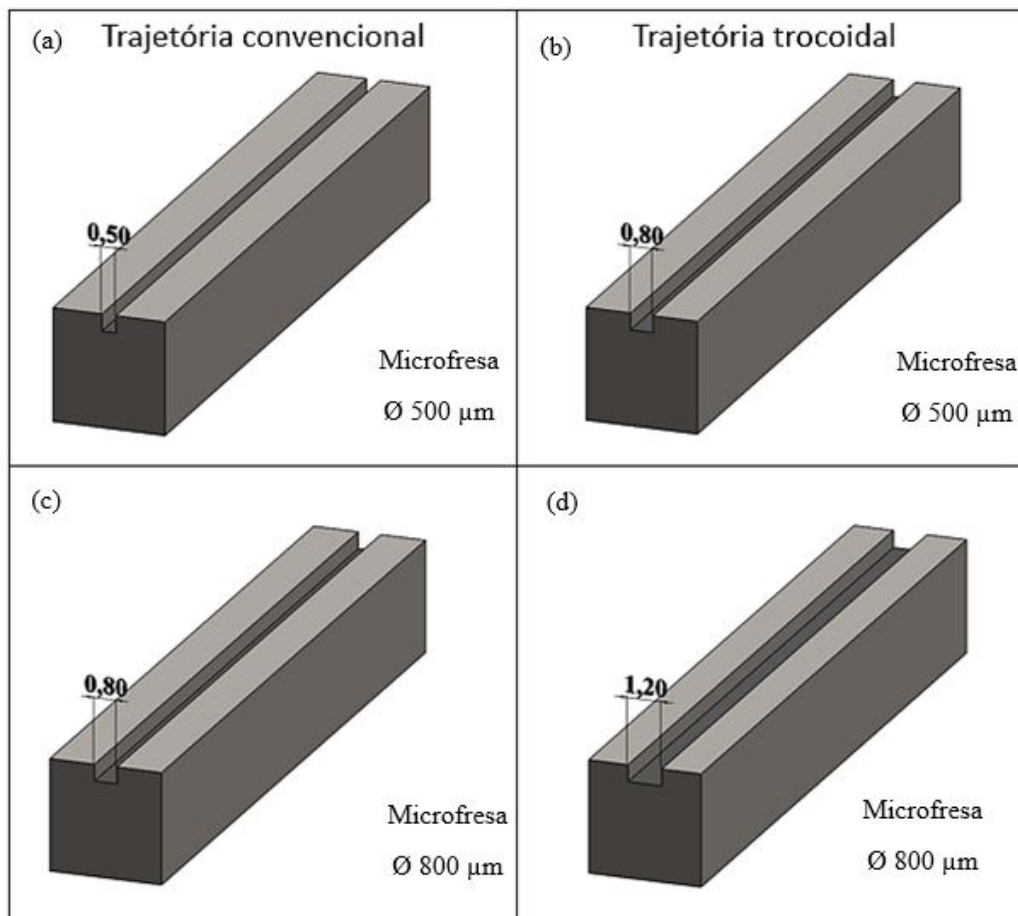
Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Inicialmente, foram realizados pré-ensaios com o objetivo de determinar as condições

de usinagem e averiguar o comportamento da máquina quanto aos parâmetros de usinagem. Nesta etapa, variaram-se aleatoriamente os parâmetros de usinagem f_z e a_p para se determinar as condições de ensaios.

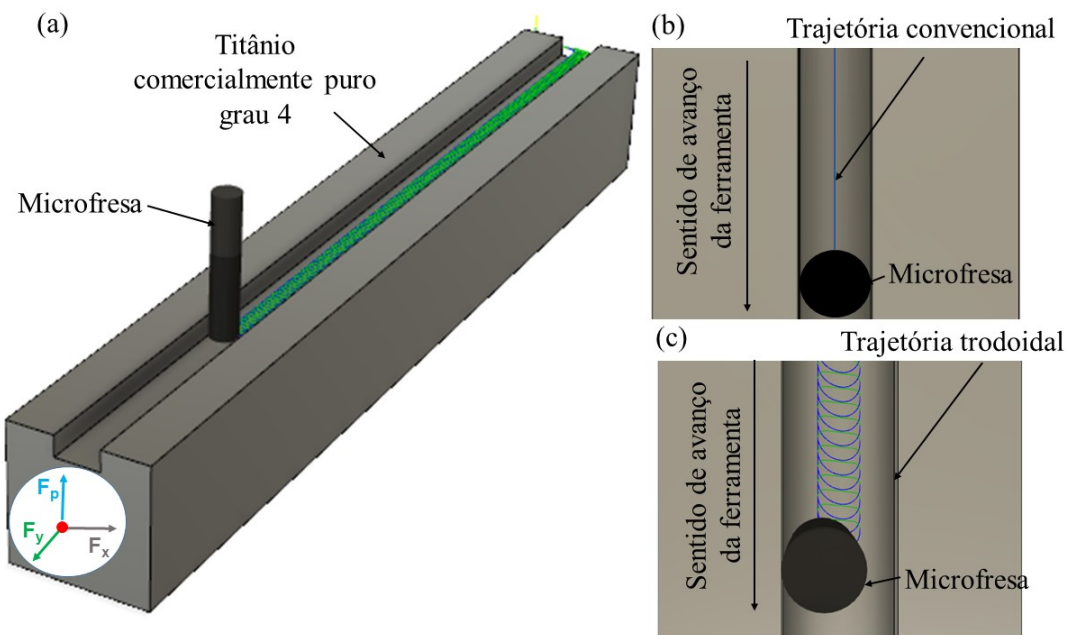
Após os pré-ensaios, deu-se início aos ensaios de microfresamento, que foram realizados a seco, com as trajetórias TUC e TPC elaboradas no *software Fusion 360*, com licença estudantil, conforme as Figuras 3.14 e 3.15a. As estratégias de usinagem se diferenciam principalmente pelo método de entrada no canal da peça usinada, o tipo TUC apresenta como característica a usinagem do canal com todo o diâmetro da microfresa (fresamento frontal) mantendo uma trajetória de usinagem linear (Figura 3.15b). A trajetória TPC tem como objetivo reduzir os esforços solicitantes sobre a aresta de corte da microfresa por meio de movimentos na forma de elipse (Figura 3.15c).

Figura 3.14 – Largura dos canais microusinados. (a) trajetória TUC com largura do canal 0,50 mm utilizando a microfresa de 500 μm , (b) trajetória TPC largura do canal 0,80 mm utilizando a microfresa 500 μm , (c) trajetória TUC largura do canal de 0,80 mm utilizando microfresa de 800 μm e (d) trajetória TPC largura do canal de 1,20 mm utilizando a microfresa de 800 μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Figura 3.15 – Trajetória de usinagem. (a) Microfresamento do TC4. (b) Trajetória TUC elaborada no *software Fusion 360*. (c) Trajetória TPC elaborada no *software Fusion 360*.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

A ordem de realização dos ensaios foi definida aleatoriamente por meio do *software* Minitab 17, gerando um total de 48 ensaios, considerando-se a réplica. Além disso, cada ensaio foi efetuado com uma microfresa nova. O planejamento fatorial $2^3 3^1$ foi aplicado às condições experimentais. Os fatores fixos foram f_z , a_p , trajetória de usinagem e o diâmetro da microfresa. A aplicação do método estatístico Análise de Variância - ANOVA- foi realizada para as respostas das componentes da força de usinagem e os sinais de EA. A Tabela 3.6 apresenta as condições de usinagem para os ensaios de microfresamento.

Tabela 3.6 – Condições de usinagem para os ensaios de microfresamento.

Parâmetros de usinagem	
Trajetoária de usinagem	convencional; trocoidal
Diâmetro da microfresa (μm)	500; 800
Rotação (rpm)	40000
Velocidade de corte (m/min)	62,83; 100,48
Avanço por dente ($\mu\text{m}/\text{dente}$)	1,25; 6,88; 12,5
Profundidade de usinagem (μm)	100; 600
Comprimento de usinagem (mm)	25

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Para a trajetória TUC, a penetração de trabalho é o diâmetro da microfresa, $500 \mu\text{m}$ e

800 μm . Para a trajetória TPC, (a_e) de 40% do diâmetro para as microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μm . Logo, a taxa de remoção de material (TRM) foi diferente para as trajetórias TUC e TPC quando utilizados os mesmos parâmetros de usinagem. As equações 3.1 e 3.2 correspondem a taxa de remoção de material para as trajetória TUC e TPC, respectivamente.

$$Q = a_p * a_e * v_f \quad (3.1)$$

$$Q = \frac{a_p * a_e * b}{\frac{l_p}{v_f}} \quad (3.2)$$

Onde:

Q = taxa de remoção de material (mm^3/min)

a_p = profundidade usinagem (mm)

a_e = penetração de trabalho (mm)

v_f = velocidade de avanço (mm/min)

b = largura de corte (mm)

l_p = Distância entre as interpolações da trajetória TPC (mm)

As Tabelas 3.7 e 3.8 apresentam a taxa de remoção de material para as trajetórias TUC e TPC, respectivamente.

Tabela 3.7 – Taxa de remoção de material para as trajetórias TUC e TPC.

Trajetoária	a_p (μm)	a_e (μm)	v_f (mm/min)	f_z ($\mu\text{m}/\text{dente}$)	b (μm)	f_z/ρ	TRM (mm^3/min)
TUC	100	500	100	1,25	500	0,42	5,00
TPC	100	200	100	1,25	800	0,42	1,60
TUC	100	500	550	6,88	500	2,32	27,50
TPC	100	200	550	6,88	800	2,32	8,80
TUC	100	500	1000	12,50	500	4,21	50,00
TPC	100	200	1000	12,50	800	4,21	16,00
TUC	600	500	100	1,25	500	0,42	30,00
TPC	600	200	100	1,25	800	0,42	9,60
TUC	600	500	550	6,88	500	2,32	165,00
TPC	600	200	550	6,88	800	2,32	52,80
TUC	600	500	1000	12,50	500	4,21	300,00
TPC	600	200	1000	12,50	800	4,21	96,00

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Tabela 3.8 – Taxa de remoção de material para as trajetórias TUC e TPC com a microfresa com ϕ 800 μm .

Trajectoria	a_p (μm)	a_e (μm)	v_f (mm/min)	f_z ($\mu\text{m}/\text{dente}$)	b (μm)	f_z/ρ	TRM (mm^3/min)
TUC	100	800	100	1,25	800	0,32	8,00
TPC	100	320	100	1,25	1200	0,32	3,84
TUC	100	800	550	6,88	800	1,77	44,00
TPC	100	320	550	6,88	1200	1,77	21,12
TUC	100	800	1000	12,50	800	3,21	80,00
TPC	100	320	1000	12,50	1200	3,21	38,40
TUC	600	800	100	1,25	800	0,32	48,00
TPC	600	320	100	1,25	1200	0,32	23,04
TUC	600	800	550	6,88	800	1,77	264,00
TPC	600	320	550	6,88	1200	1,77	126,72
TUC	600	800	1000	12,50	800	3,21	480,00
TPC	600	320	1000	12,50	1200	3,21	230,40

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Para aquisição dos sinais das componentes das forças de microfresamento e sinais de EA durante o microfresamento, foram utilizados:

- o dinamômetro *Kistler* modelo 9272 que apresenta faixa de medição nas direções F_x e F_y entre -5 a 5 kN e na direção F_z entre -5 a 20 kN. Segundo o fabricante Kistler (KISTLER, 2020), a sensibilidade do dinamômetro é ajustável de acordo com a operação de usinagem e depende da divisão entre a variação do sinal de saída (ΔQ) e da variação do sinal de entrada (ΔI_{Ref}) para sensores piezelétricos. Para os ensaios de microfresamento, foi definido no *software* ManuWare uma sensibilidade de 0,08 N. Sendo que, o dinamômetro foi conectado a um amplificador *Kistler* 5073.

- o sensor *MCWade Associate* NS3303 de 150 kHz, com faixa de frequências entre 100–200 kHz, o pré-amplificador de sinais tipo PA 3301 com ganho de 40 dB, o regulador de sinais DFF-01 e uma fonte de corrente contínua de 28 Volts tipo PS – 07. O sensor de EA foi fixado na morsa de precisão.

- uma placa de aquisição de dados USB–6366 fabricada pela *National Instruments*, conectada a um computador equipado com um processador Intel i5-2500 e memória RAM de 4 *gigabytes*.

Salienta-se ainda que, durante o microfresamento, efetuou-se a aquisição dos sinais das forças de usinagem na direção F_y , F_x e na direção F_z com uma taxa de aquisição de dados de 25 kHz, conforme apresentado na Figura 3.15.

Os sinais de força foram registrados também para determinar a energia específica de

corte durante o microfresamento. Esse parâmetro representa a eficiência do processo e é definido como a energia necessária para remover o material da peça de trabalho na forma de cavacos (KALPAKJIAN; SCHMID, 2009). A equação 3.3 foi utilizada para calcular a energia específica de corte (U).

$$U = \frac{F_r}{f_z a_p} \quad (3.3)$$

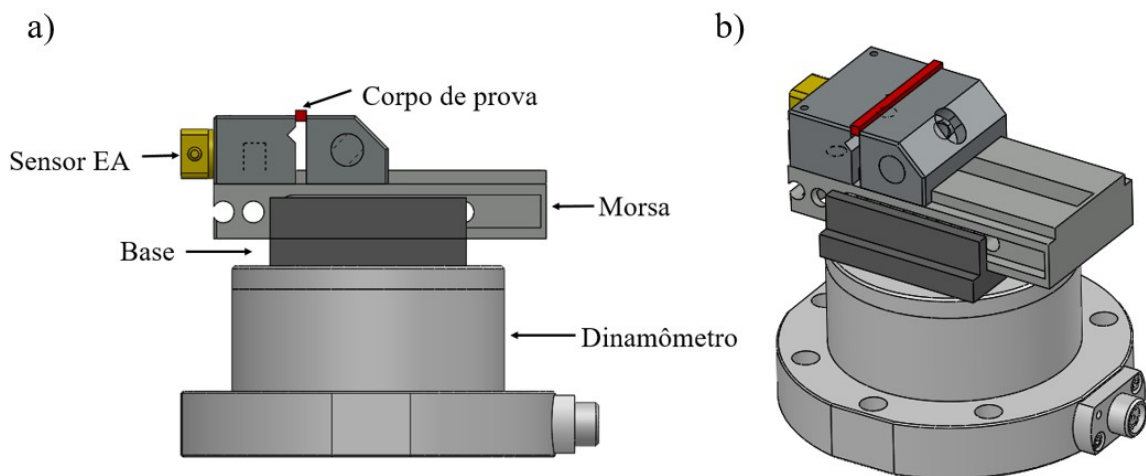
Onde U é a energia específica de corte e F_r é o valor médio da força resultante no plano X e Y e não incluiu a força F_z . A força na direção F_z foi medida porque, de acordo com Balázs *et al.* (2020) e Kim, Mayor e Ni (2004), essa direção indica a predominância do mecanismo de sulcamento e afeta a qualidade da peça usinada. A espessura média de corte (h_m) foi obtida pela média aritmética da espessura instantânea do cavaco (h) determinada de acordo com a equação 3.4 (LI; LIU; LI, 2001)

$$h = R \left[1 - \left(1 - \frac{2f_z \sin\theta}{R + \frac{Nf_z \cos\theta}{2\pi}} - \frac{f_z^2 \cos\theta}{\left(R + \frac{Nf_z \cos\theta}{2\pi} \right)^2} + \frac{f_z^3 \sin\theta \cos\theta}{\left(R + \frac{Nf_z \cos\theta}{2\pi} \right)^3} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (3.4)$$

Onde, R é o raio da trajetória da microfresa, θ corresponde a posição angular da aresta de corte, e N representa o número de arestas de corte da microfresa.

O corpo de prova foi fixado em uma morsa de precisão *Mawbra* modelo Mpp-22/26, que, por sua vez, foi fixada, por meio de parafusos *Allen* ao dinamômetro, como ilustrado na Figura 3.16.

Figura 3.16 – Corpo de prova para o ensaio de microfresamento (desenho fora de escala). (a) vista frontal. (b) vista em perspectiva.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Para o faceamento dos corpos de prova, antes dos ensaios de microfresamento, utilizou-se uma fresa de topo reto de 16 mm, com dois inserts intercambiáveis, sendo os inserts de metal

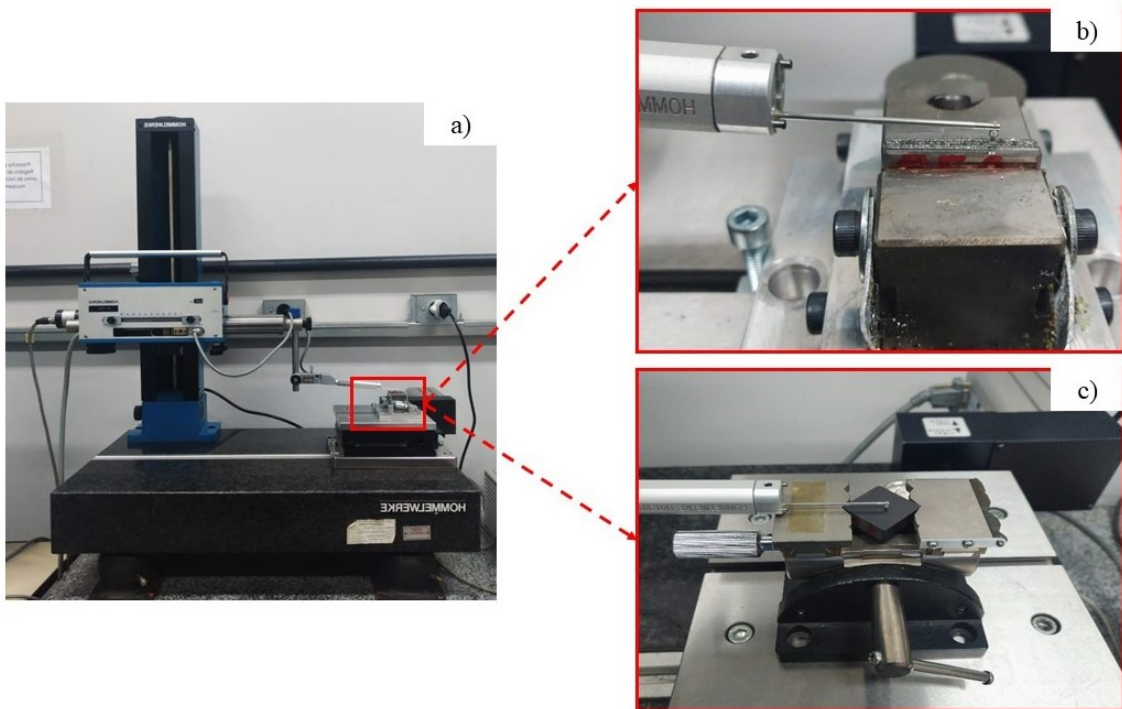
duro revestidos com (Al,Ti,Cr)N, visando à obtenção de uma superfície plana e perpendicular à microfresa.

3.9 Perfilometria

Para caracterizar a superfície usinada dos canais, após a operação de microfresamento, empregou-se um perfilômetro de contato *Hommelwerk* modelo T8000. Este equipamento possui os *softwares Turbo Wave* para realizar a configuração de varredura da superfície e o controle dos componentes mecânicos do equipamento, e o *software Hommelmap expert 6.2*, para obtenção das imagens e análise das superfícies geradas.

A perfilometria foi realizada com três objetivos: caracterizar a rugosidade das amostras dos ensaios de pino sobre disco, rugosidade dos ensaios de microfresamento e avaliar à altura das rebarbas após os ensaios de microfresamento, como demonstrado na Figura 3.17.

Figura 3.17 – a) Perfilômetro de contato T8000. (b) Varredura dos canais usinados. (c) Varredura dos discos de metal duro para os ensaios de pino sobre disco.



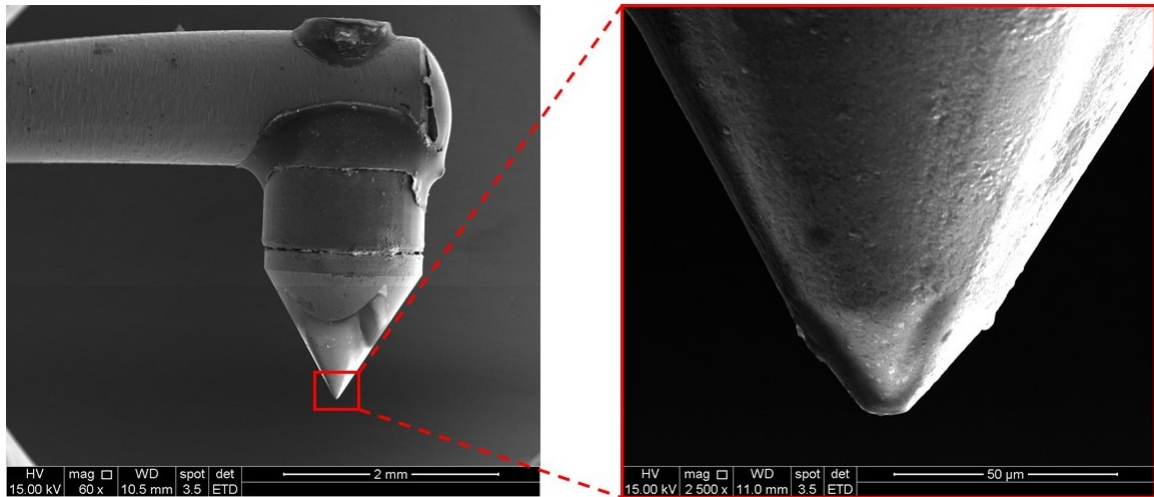
Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

As medidas de perfilometria 3D foram realizadas seguindo-se os parâmetros:

- Apalpador TKU 300, amplitude de 600 μm ;
- Ponta: ângulo de 90° e raio de 5 μm , código 230475;
- Passo lateral de 0,5 μm ;
- Área de varredura de 16 mm² (4x4 mm).

Antes de realizar os ensaios de perfilometria, efetuou-se a caracterização da ponta utilizada nos ensaios para averiguar alguma avaria que pudesse comprometer os resultados, conforme apresentado na Figura 3.18.

Figura 3.18 – Imagem do MEV da ponta utilizadas nos ensaios de perfilometria.



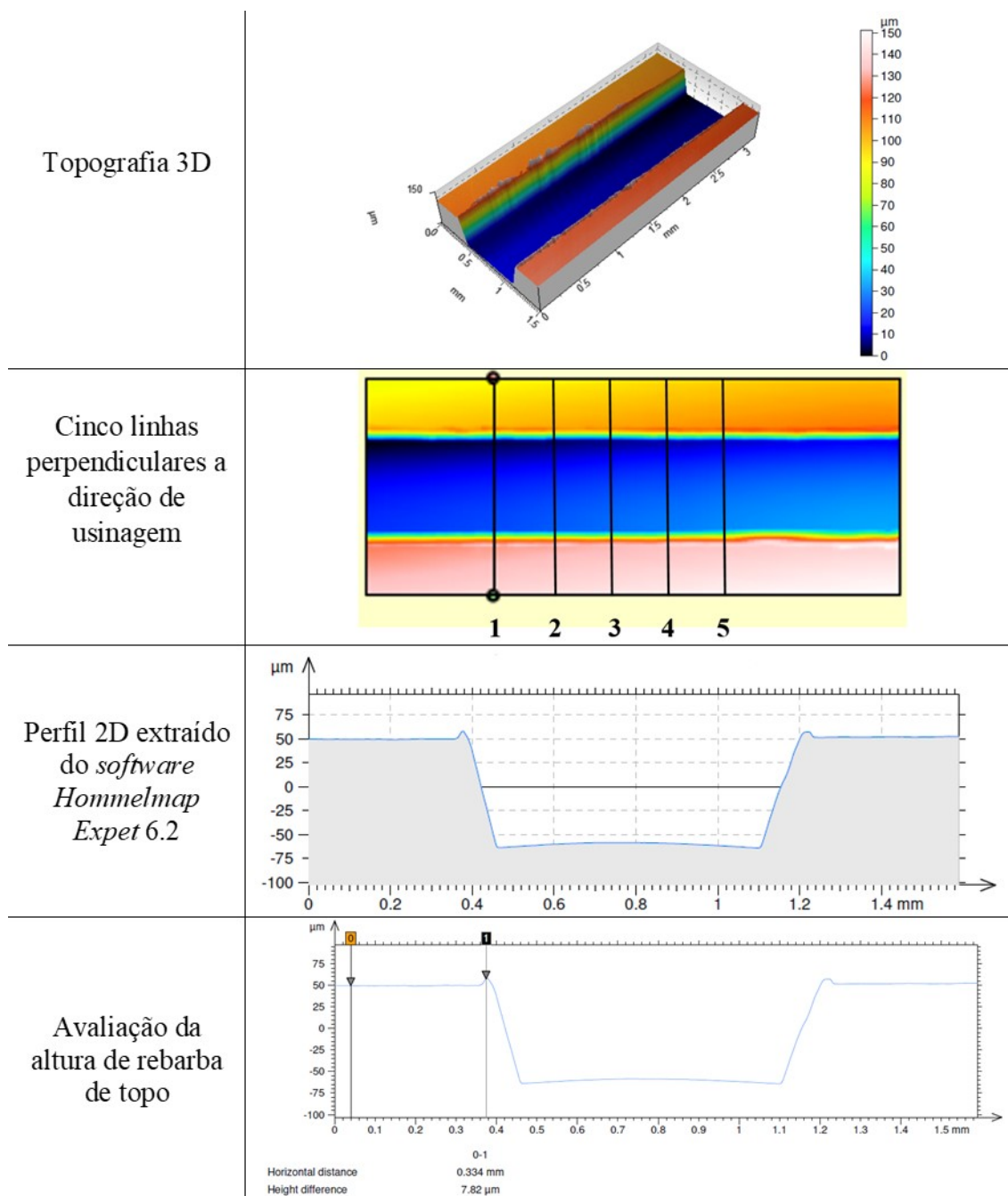
Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Os parâmetros escolhidos para quantificação da rugosidade foram os parâmetros bidimensionais R_q e R_t . Os parâmetros R_q e R_t são escolhidos no microfresamento devido ao fato de que R_q fornece a medida da rugosidade média quadrática da superfície, calculando a média quadrática das variações na altura das irregularidades ao longo de um comprimento de amostra. Por outro lado, R_t avalia a amplitude total das irregularidades, medindo a diferença entre os pontos mais altos e mais baixos da superfície. A metodologia adotada para os parâmetros bidimensionais consistiu na análise de dez perfis de rugosidade da região central do canal microusinado. Além disso, foi aplicada uma metodologia para gerar as topografias dos canais microusinados, com o objetivo de determinar a altura de rebarba.

A metodologia adotada foi a seguinte: para análise da altura de rebarba, foram traçadas cinco linhas perpendiculares à direção de varredura do perfilômetro, cada uma com 4 mm de comprimento, no perfil extraído no *software Hommelmap Expert 6.2*. A fim de reduzir erros resultantes do contato entre a ponta do perfilômetro e as rebarbas de topo, cada amostra foi medida apenas uma vez. Dessa forma, a altura de rebarba foi considerada como a distância entre a superfície do corpo de prova e o maior pico presente ao longo da linha traçada no perfil extraído.

A Figura 3.19 apresenta a metodologia adotada para análise da altura de rebarba de topo. As rebarbas de topo foram avaliadas nas bordas esquerda e direita do canal microusinado. Como os resultados de microfresamento do canal apresentou evidências de que as rebarbas nas bordas direita e esquerda do canal eram diferentes, os parâmetros que caracterizam as rebarbas foram avaliados para as configurações de microfresamento concordante e discordante.

Figura 3.19 – Metodologia adotada para análise da altura de rebarba de topo.



Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

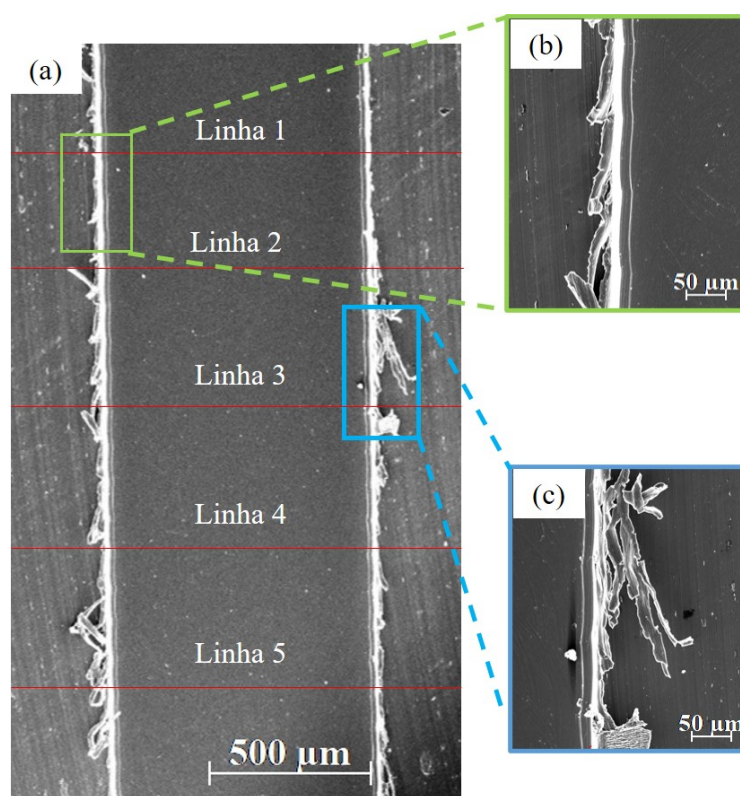
3.10 Microscopia óptica e eletrônica de varredura

A microscopia óptica dos materiais em estudo foi realizada por meio de um microscópio *Olympus CX31* com *software* de análise LC micro, disponível no Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG.

A técnica de microscopia eletrônica de varredura foi empregada para análises da su-

perfícies das amostras de TC4, superfícies de fratura dos corpos de prova de tração, superfícies do ensaio de pino sobre disco, superfícies das microfresas e as superfícies microusinadas. Para medir a largura das rebarbas de topo, foi utilizado um microscópio eletrônico de varredura Jeol - JSM-IT300. Antes de observar as rebarbas de topo, as amostras foram limpas com um aerossol de ar comprimido Air Duster, normalmente usado para limpar circuitos eletrônicos. Durante o processo de limpeza, foi mantida uma distância de aproximadamente 250 mm entre a ponta do aerossol e a superfície da amostra para evitar danificar as rebarbas. Em cada microcanal, os valores da largura das rebarbas de topo foram medidas em 5 regiões distintas, como apresentado na Figura 3.20. Os valores médios das dimensões das rebarbas de topo foram considerados, sendo que a largura da rebarba (w) foi definida como a distância entre a linha vertical referente ao perfil da borda e a maior largura de rebarba presente no micronal, nos sentidos de corte concordante e discordante.

Figura 3.20 – Medição da largura das rebarbas de topo. (a) Medição da largura da rebarba de topo no microfresamento no sentido discordante; (b) imagem do MEV do microcanal e linhas de análise; (c) medição da largura de rebarba de topo no microfresamento no sentido concordante.



Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

Para a análise da composição química das amostras, foi determinado o emprego do espectrômetro de energia dispersiva de raios-X (EDS) da marca *Oxford Instruments* e modelo X-MaxN. Sendo que, este detector é um acessório acoplado ao microscópio eletrônico de varredura utilizado para registrar de forma semi-quantitativa a composição química das amostras.

4 RESULTADOS

Neste capítulo, são apresentados os resultados da análise das trajetórias TUC e TPC durante o microfresamento do TC4, utilizando microfresas de metal duro revestidas com TiNAl. Os resultados obtidos evidenciam o comportamento da força de usinagem, sinais de EA, rugosidade e altura das rebarbas de topo em relação à variação das condições de usinagem, tais como f_z/ρ , a_p , diâmetro da microfresa e trajetórias de usinagem. Além disso, foram destacados os resultados dos ensaios de pino sobre disco, com ênfase no coeficiente de atrito do par tribológico metal duro revestido com TiNAl e TC4.

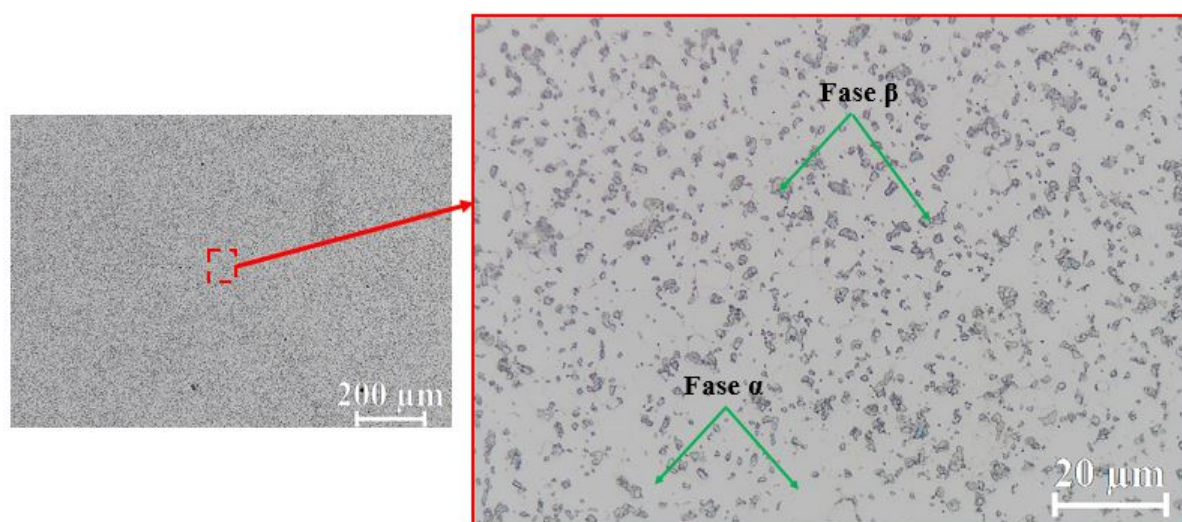
4.1 Caracterização do material TC4

O material TC4 foi caracterizado utilizando técnicas como microscopia óptica, MEV, EDS, ensaios de tração, microdureza, difração de raios-X e dureza instrumentada. Essas técnicas proporcionaram informações sobre a estrutura, composição química e propriedades mecânicas do TC4.

4.1.1 Caracterização microestrutural do TC4

A Figura 4.1 apresenta as imagens obtidas por meio de microscopia óptica da microestrutura da liga de TC4, após o tratamento térmico de recozimento a 700°C por 2 horas e resfriamento em forno até a temperatura ambiente. Por meio da Figura 4.1, sugere-se que as regiões claras da imagem representam a fase α , enquanto as regiões escuras indicam a presença da fase β .

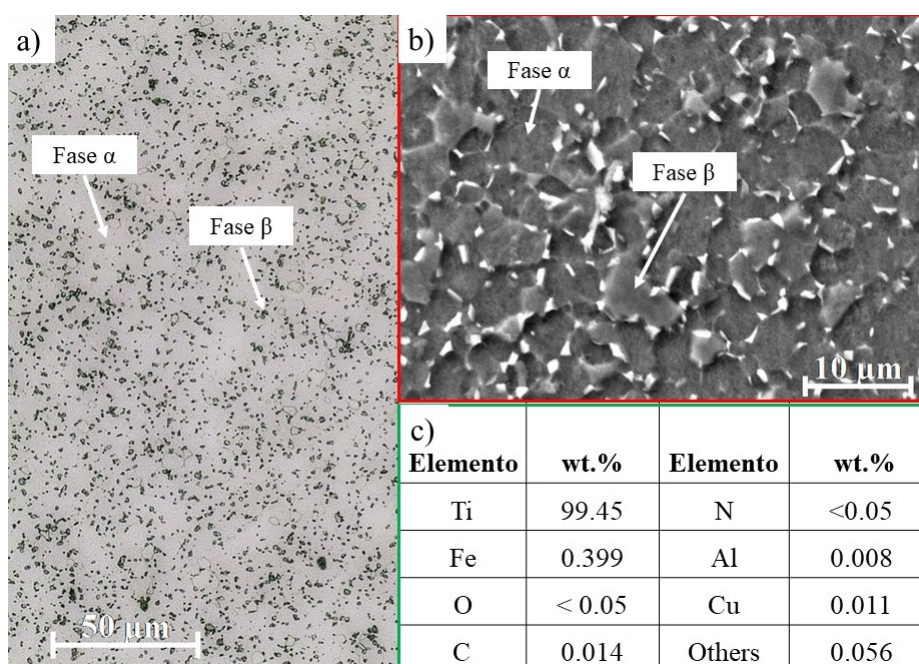
Figura 4.1 – Microscopia óptica do TC4 recozido em 700°C.



Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

Com o objetivo de certificar a natureza das fases α e β , as amostras foram examinadas por meio de MEV. A análise da microestrutura sugere a formação da fase α como sendo a matriz do material, e a fase β dispersa devido à baixa solubilidade do ferro na fase α , conforme apresentado na Figura 4.2a e 4.2b. A Figura 4.2c apresenta a composição química elementar do TC4, obtida por meio da análise EDS da superfície da amostra de TC4.

Figura 4.2 – Microestrutura do TC4 recozido em 700°C por 2 horas. (a) Microscopia óptica da amostra de TC4. (b) Microscopia eletrônica de varredura da amostra de TC4. (c) EDS da superfície da amostra de TC4.



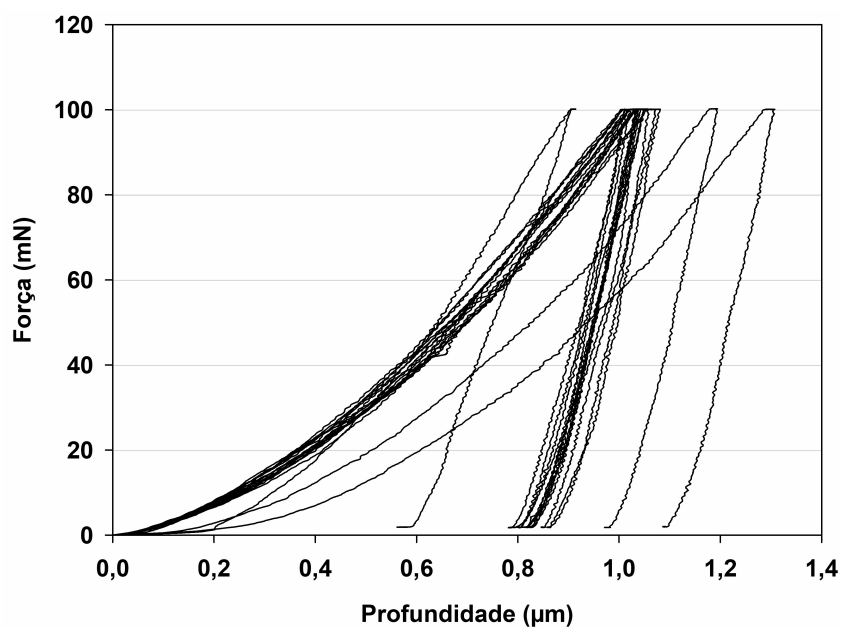
Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

4.1.2 Ensaio de dureza

Foi constatado, por meio dos ensaios de microdureza Vickers, que o material TC4 apresentou uma dureza média de $272,90 \pm 22,19$ HV. Para verificar a homogeneidade do material TC4 ao longo da sua seção, realizou-se o ensaio de dureza instrumentada utilizando um ultramicrodurômetro.

A Figura 4.3 apresenta as curvas de carregamento e descarregamento geradas pela relação entre a força e a profundidade de indentação na superfície do TC4. A profundidade média de indentação alcançada foi de $0,8645 \pm 0,096 \mu\text{m}$, com uma dureza média de $2,96 \pm 0,755$ GPa. As curvas do ensaio de dureza instrumentada apresentaram comportamento similar, com exceção de três curvas que se diferenciaram das demais, conforme exemplificado na Figura 4.3. Acredita-se que a dispersão apresentada pelas três curvas possa ter sido ocasionada pela presença da fase β formada devido à baixa solubilidade do elemento ferro na matriz α . Ao analisar as curvas apresentadas na Figura 4.3, sugere-se que o material TC4 apresentou homogeneidade na seção avaliada.

Figura 4.3 – Dureza instrumentada do TC4.

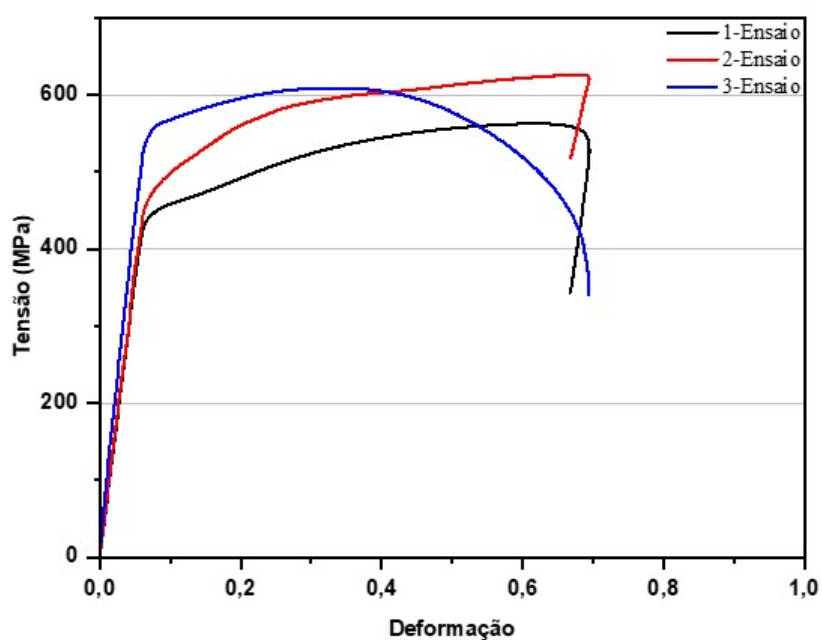


Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

4.1.3 Ensaio de tração

Após a realização dos ensaios de tração, foram geradas as curvas de tensão e deformação para as amostras de TC4, conforme apresentado na Figura 4.4. A Tensão de escoamento média obtida foi de 488 ± 35 MPa. Sendo que, na norma (ASTM, 67) é encontrado um valor médio de 483 MPa.

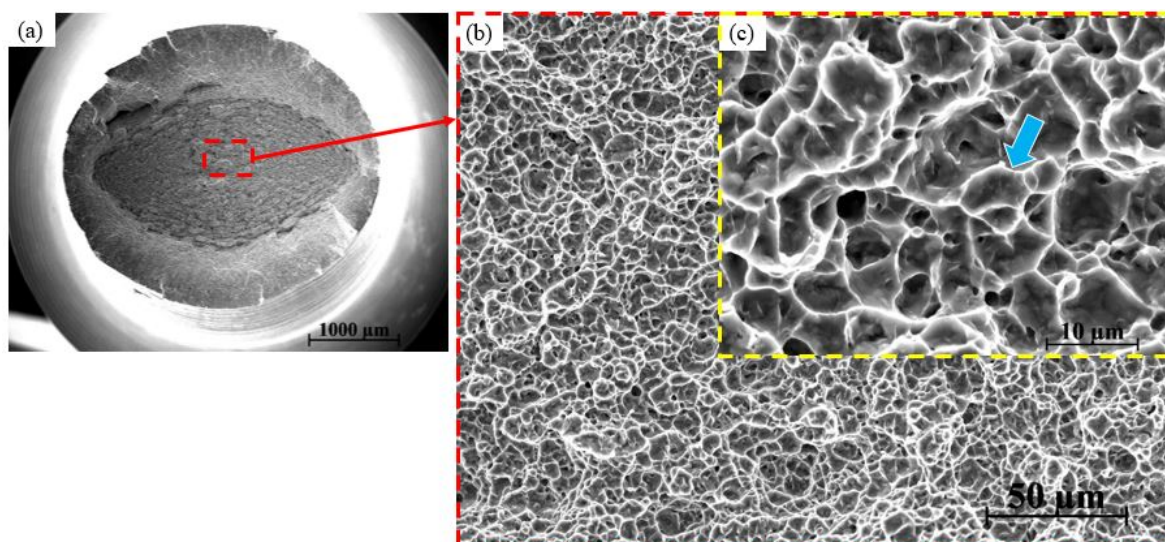
Figura 4.4 – Ensaio de tração do material TC4



Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

A Figura 4.5a apresenta a imagem de MEV da superfície de fratura após o ensaio de tração do TC4. As Imagens ampliadas das áreas retangulares são apresentadas nas Figuras 4.5b e 4.5c, respectivamente. Por meio da Figura 4.5c, constatou-se que os corpos de prova apresentaram uma fratura do tipo dúctil, com a formação de *dimples* globulares.

Figura 4.5 – Microscopia eletrônica de varredura da superfície de fratura do TC4 recozido em 700°C por 2 horas.



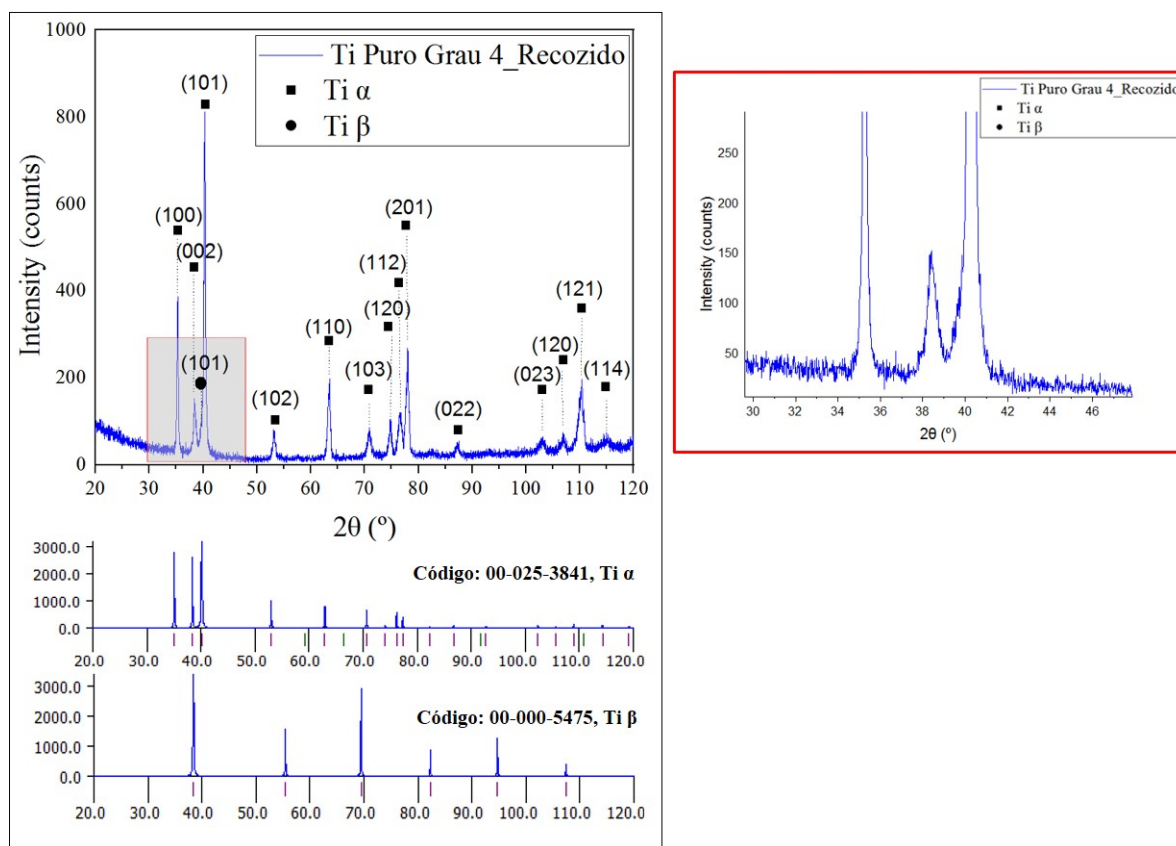
Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

4.1.4 Difração de raios-X

A análise da estrutura cristalina dos materiais desempenha um papel fundamental na compreensão de suas propriedades e comportamento. Nesse contexto, o difratograma de DRX é uma técnica utilizada para investigar a estrutura cristalina de materiais. No caso do TC4, a análise do difratograma de DRX permite identificar as fases presentes e obter informações sobre sua composição e organização. Neste estudo, o difratograma de DRX foi utilizado para analisar a estrutura cristalina do TC4, com enfoque na identificação das fases α e β .

A estrutura cristalina do TC4 foi analisada pelo difratograma de DRX, a Figura 4.6 apresenta os resultados. As estruturas foram identificadas por meio da comparação dos picos de maior intensidade com fichas padrões. Nas amostras de TC4, foram observados picos da fase α (estrutura cristalina hexagonal compacta), correspondentes à matriz da amostra de TC4, e picos da fase β (estrutura cristalina cúbica de corpo centrado), provenientes dos elementos β estabilizadores que formaram precipitados. Todos os padrões mostraram a presença da fase α , com evidência da fase β (plano cristalográfico 101). A relação entre a presença da fase β e as propriedades mecânicas do TC4 é relevante, uma vez que essa fase está associada a um aumento na resistência.

Figura 4.6 – Espectro de difração de raios - X da amostra de TC4.



Fonte: elaborado pelo autor, 2021.

4.2 Caracterização das microfresas antes dos ensaios de microfresamento

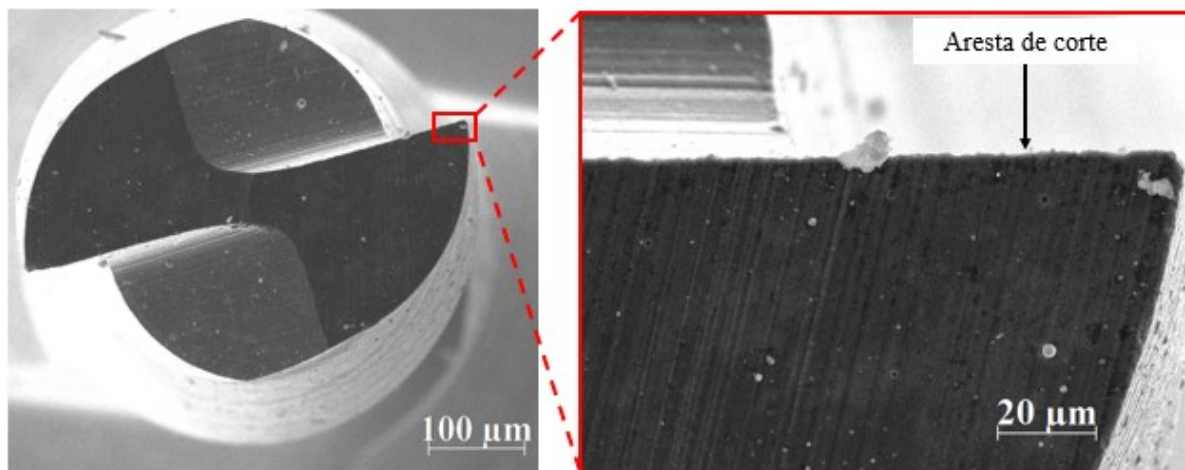
O desempenho das microfresas é significativamente influenciado por vibrações e forças excessivas, que podem conduzir ao desgaste e falha prematura da ferramenta de corte, ou até mesmo afetar a qualidade do produto final. Por essa razão, antes de realizar os ensaios de microfresamento, foram selecionadas dez microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μm para verificar suas condições no estado recebido do fornecedor. Essas análises foram realizadas por meio de MEV e EDS. Ao comparar as microfresas do mesmo lote de fabricação, mesmo diâmetro e código de fornecimento, verificou-se que as microfresas recebidas não mantiveram um mesmo padrão referente à geometria e ao revestimento depositado nas arestas de corte.

As diferenças entre as microfresas podem estar relacionadas ao modo de fabricação, que envolve as operações de microretificação, seguidas por um processo de revestimento, como deposição física de vapor (PVD) ou deposição química de vapor (CVD). No entanto, a natureza e a escala do processo de fabricação podem levar a dificuldades significativas na obtenção ou manutenção da precisão geométrica, tolerâncias dimensionais e integridade superficial, principalmente entre diferentes lotes de produção (KREBS *et al.*, 2018).

As Figuras 4.7 e 4.8 apresentam as imagens obtidas por meio de MEV das microfresas de

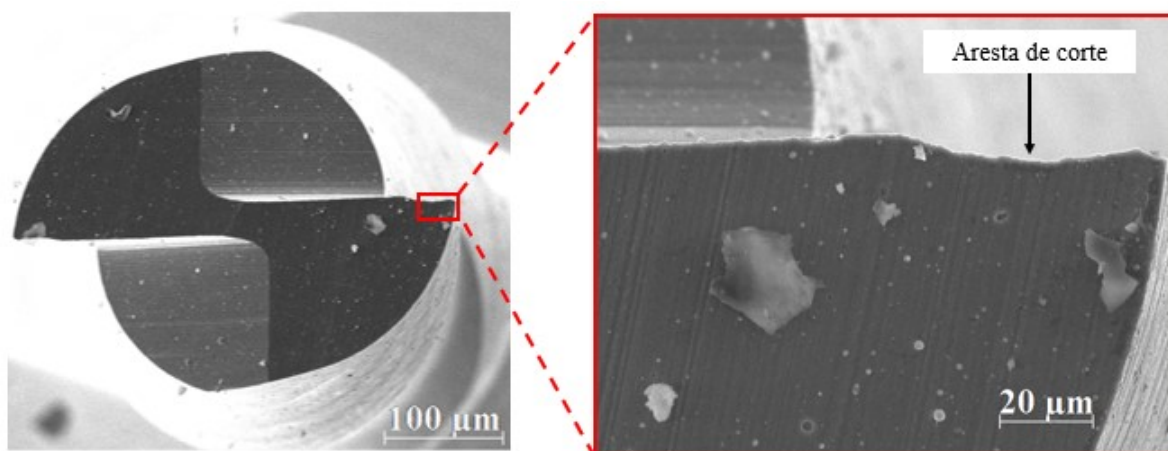
topo selecionadas para este estudo. Entretanto, é importante ressaltar que apenas cinco microfresas de cada diâmetro foram inspecionadas, o que não as torna representativas de um lote completo.

Figura 4.7 – Imagens de MEV da microfresa com ϕ 500 μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Figura 4.8 – Imagens obtidas por meio de MEV da microfresa com ϕ 500 μm .



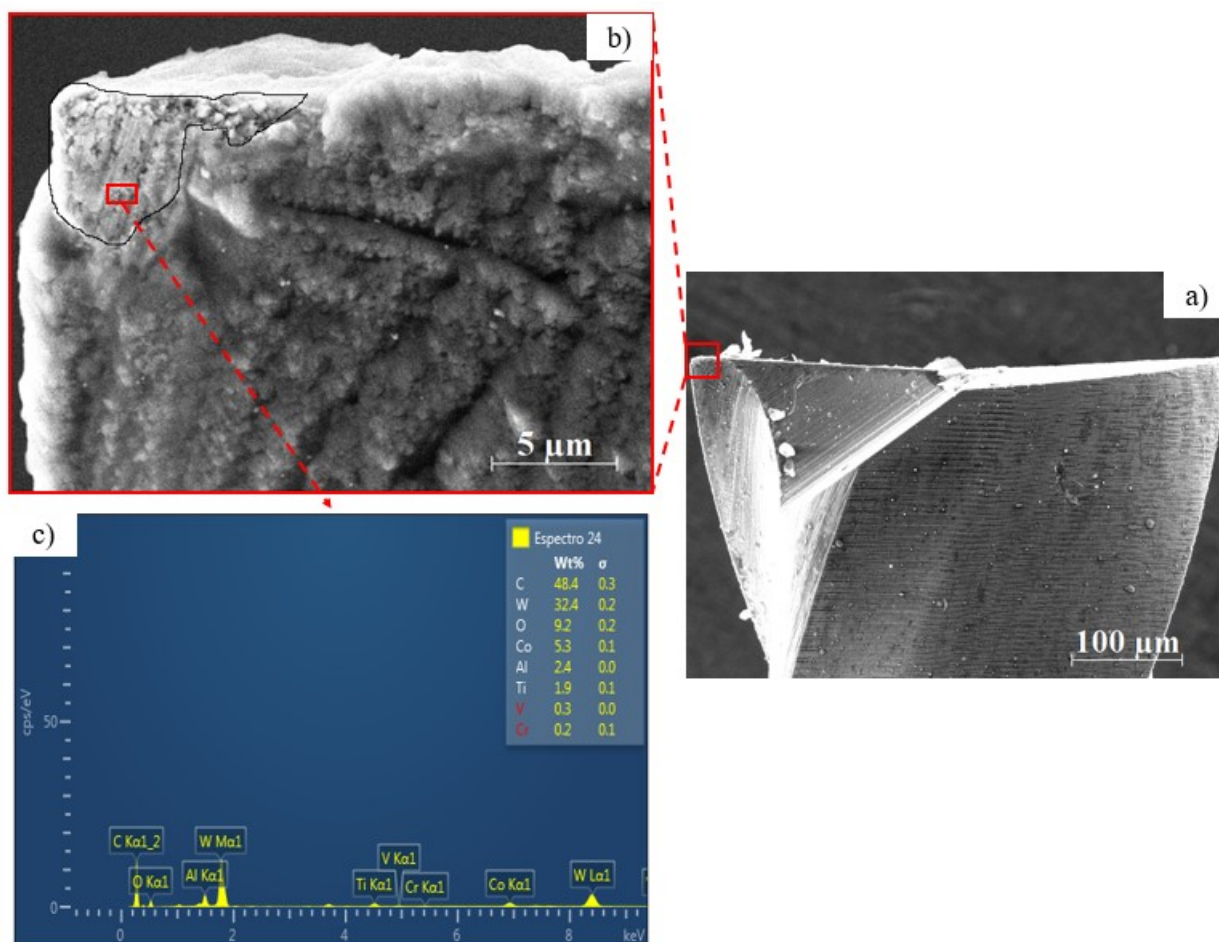
Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Ao analisar as microfresas apresentadas nas Figuras 4.7 e 4.8, verificou-se uma diferença relacionada à geometria das ferramentas na região da aresta secundária de corte. Ao analisar a imagem de MEV referente à Figura 4.7, verificou-se que a aresta secundária de corte não apresenta quebra-cavaco. Já na Figura 4.8, a microfresa apresenta uma geometria diferente, com um quebra-cavaco na aresta secundária de corte próximo ao raio de ponta da microfresa.

Sugere-se que o revestimento de TiNAl nas microfresas caracterizadas não tenha sido depositado de maneira homogênea na região próxima ao raio de ponta. Para fundamentar essa hipótese, foram realizadas imagens de MEV da microfresa (Figura 4.9a) e análise por meio de EDS para avaliar de maneira semi-quantitativa a composição química do revestimento. A análise qualitativa da imagem de MEV indicou uma região de deposição não homogênea, conforme

apresentado na Figura 4.9b. Além disso, o gráfico do EDS apresentado na Figura 4.9c indicou a presença dos elementos tungstênio, cobalto, alumínio, titânio, vanádio e cromo, sugerindo que a região próxima ao raio de ponta da microfresa não foi completamente revestida.

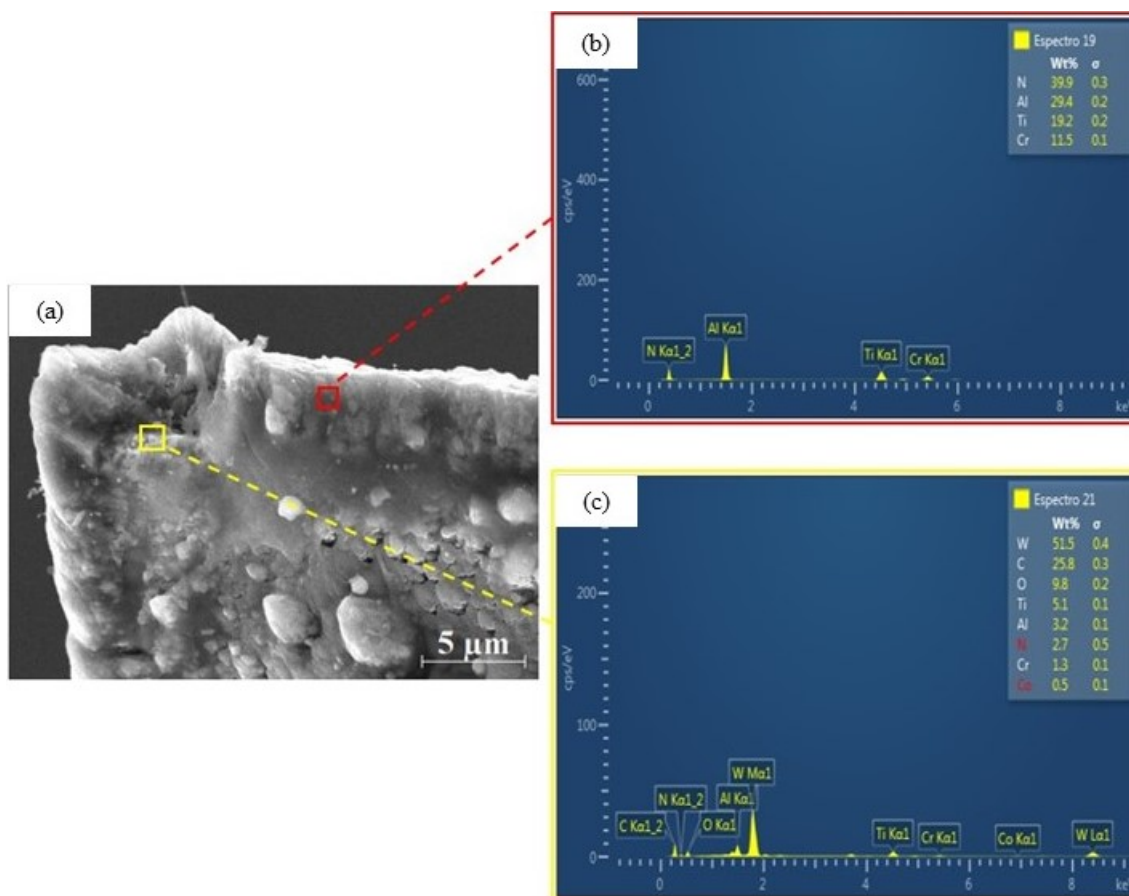
Figura 4.9 – Microfresa com ϕ 500 μm . (a) Imagem de MEV da microfresa com ϕ 500 μm . (b) região de deposição não homogênea da microfresa. (c) EDS da superfície da microfresa.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

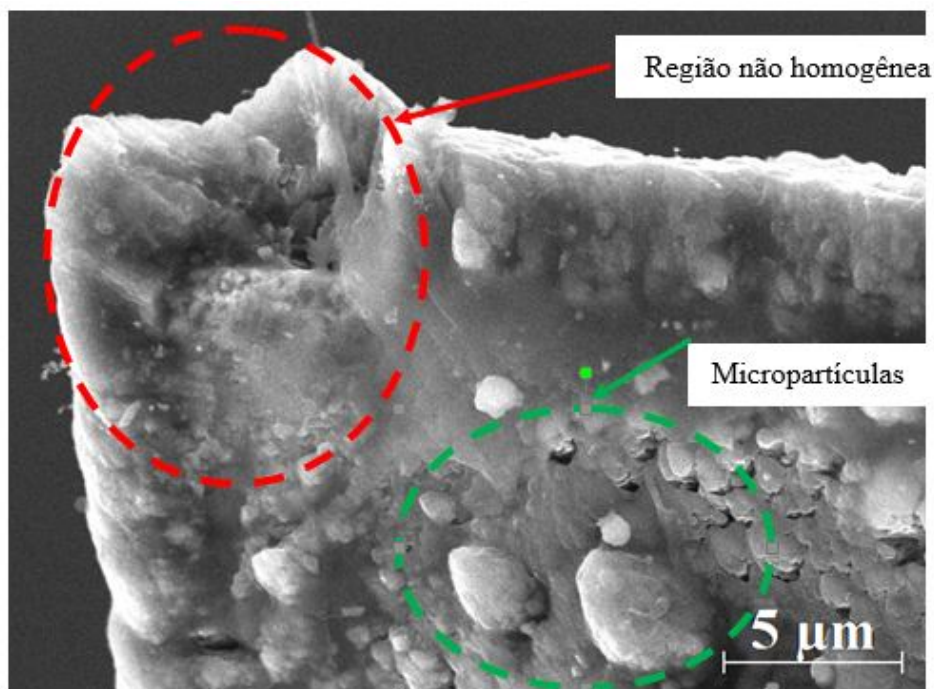
Ao analisar as microfresas com ϕ 800 μm , foi possível verificar um comportamento semelhante ao observado na Figura 4.9, ou seja, regiões com deposições não homogêneas da camada de revestimento de TiAlN no substrato de metal duro. A Figura 4.10a detalha a superfície da microfresa e sugere uma falha na deposição do revestimento. A análise de EDS apresentada na Figura 4.10b indicou a presença dos elementos químicos nitrogênio, alumínio e titânio, que correspondem aos elementos do revestimento TiAlN. Ao analisar o EDS representado pela Figura 4.10c, observa-se a presença dos elementos químicos tungstênio, carbono, oxigênio, titânio, alumínio, nitrogênio, cromo e cobalto, o que sugere ser do substrato e que uma possível falha na deposição tenha ocorrido.

Figura 4.10 – Microfresa com ϕ 800 μm . (a) Imagem de MEV da microfresa com ϕ 800 μm . (b) EDS da região de possível deposição homogênea da microfresa. (c) EDS da região próxima ao raio de ponta da microfresa.



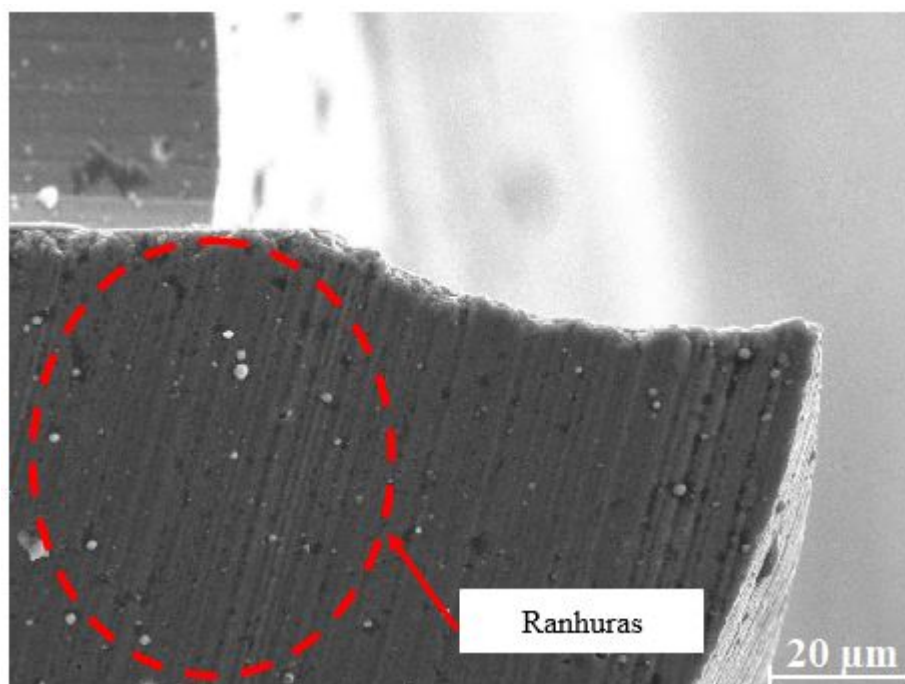
Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

A Figura 4.11 apresenta a imagem de MEV da superfície de saída da microfresa com ϕ 800 μm . Foi verificada a presença de microgotículas (*droplets*) que são defeitos formados pela não reação do nitrogênio com o titânio e alumínio durante a deposição pelo processo PVD. As microgotículas afetam negativamente a superfície do revestimento, já que são partículas duras e abrasivas, o que piora a rugosidade da superfície e acelera o desgaste da ferramenta devido à maior concentração de calor pelo atrito na interface cavaco-ferramenta durante a usinagem (ZLAMAL *et al.*, 2019).

Figura 4.11 – imagem de MEV da microfresa com ϕ 800 μm .

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

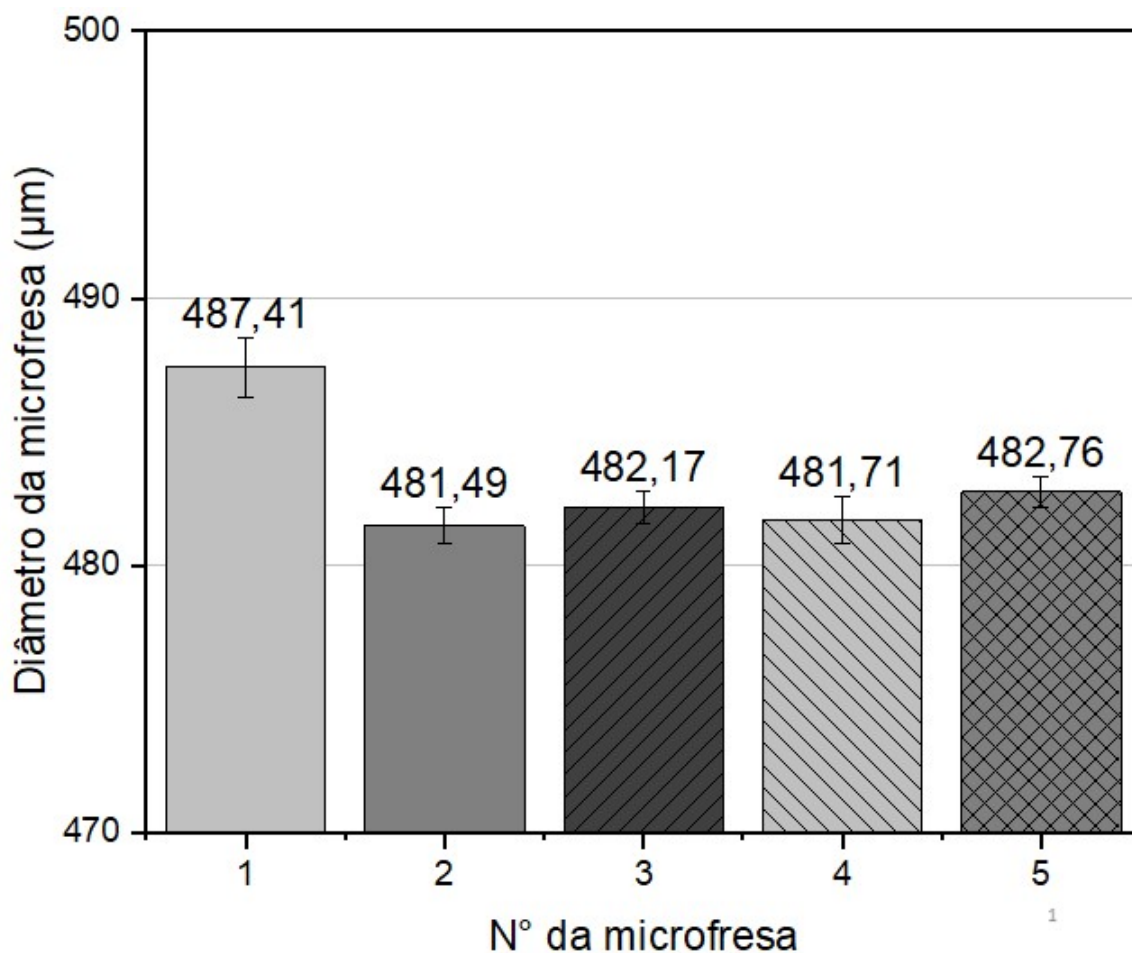
Foram observadas ranhuras na microfresa com ϕ 800 μm , as quais possivelmente são oriundas do processo de afiação. A imagem de MEV, representada pela Figura 4.12, sugere a presença de sulcos ou reentrâncias na superfície da microfresa.

Figura 4.12 – Imagem de MEV da microfresa com ϕ 800 μm .

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

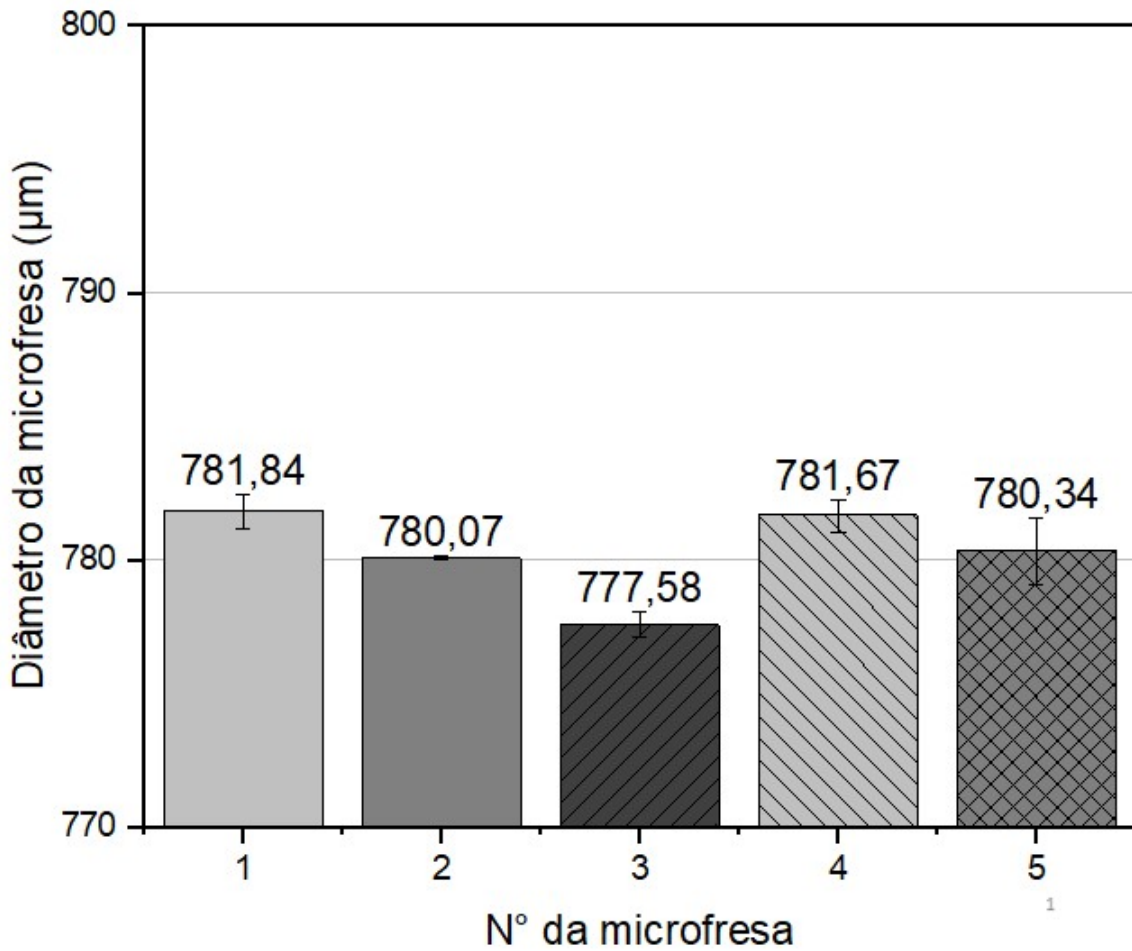
Com o propósito de avaliar o desvio dimensional, foram realizadas três medições do diâmetro para cada microfresa a partir das imagens de MEV. A Figura 4.13 apresenta o desvio dimensional para as microfresas com diâmetro nominal de $\phi 500 \mu\text{m}$. Observa-se que, dentro das cinco microfresas avaliadas para o diâmetro nominal de $\phi 500 \mu\text{m}$, quatro microfresas apresentaram diâmetro efetivo de aproximadamente $480 \mu\text{m}$, ou seja, 4% ($20 \mu\text{m}$) a menos em relação ao diâmetro nominal. As tolerâncias dimensionais fornecidas pelo fabricante das microfresas em relação ao diâmetro nominal são: afastamento superior igual a 0 e afastamento inferior igual a $20 \mu\text{m}$. Portanto, acredita-se que as diferenças encontradas em relação ao diâmetro nominal e efetivo das microfresas estejam correlacionadas aos erros provenientes do processo de fabricação das mesmas.

Figura 4.13 – Diâmetro efetivo para as cinco microfresas avaliadas com $\phi 500 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

Comparando as Figuras 4.13 e 4.14 foi verificado um comportamento similar entre as microfresas com diâmetro nominal de $\phi 500$ e $\phi 800 \mu\text{m}$.

Figura 4.14 – Diâmetro efetivo para as cinco microfresas avaliadas com ϕ 800 μm .

Fonte: elaborado pelo autor, 2019.

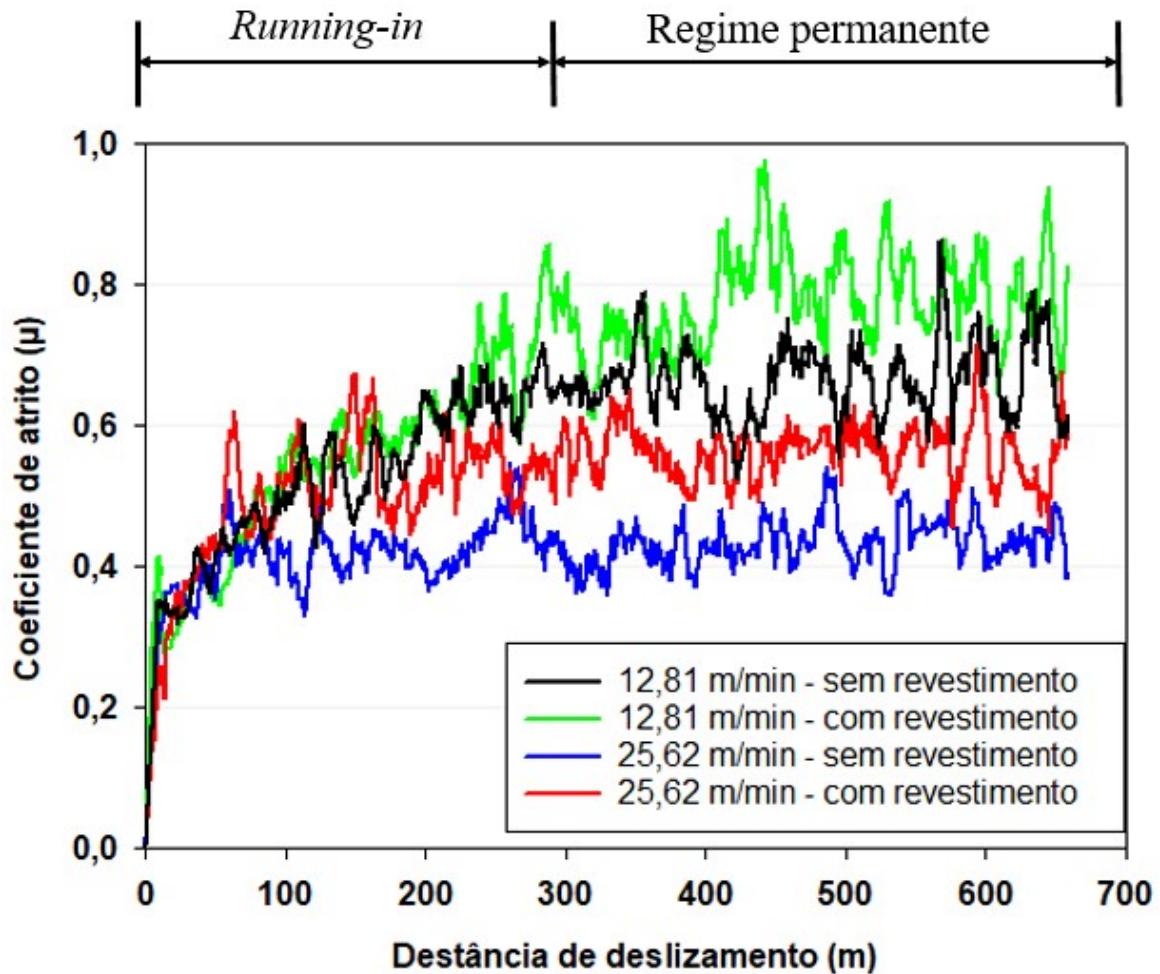
A caracterização do revestimento evidenciou uma deposição não uniforme da camada do revestimento de TiNAl no substrato de metal duro da microfresa. Sugere-se que os desvios dimensionais e geométricos observados nas microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μm sejam oriundos do processo de fabricação das mesmas.

4.3 Ensaio de Pino Sobre Disco

Os ensaios de pino sobre disco foram realizados a seco e em temperatura ambiente, utilizando pinos de TC4 sem revestimento e discos de metal duro, com e sem revestimento de TiNAl, sob cargas normais de 1 e 10N. As velocidades de deslizamento foram de 12,81 e 25,62 m/min. O objetivo dos ensaios de pino sobre disco foi obter o coeficiente de atrito médio e, assim, determinar a espessura crítica de corte do material para os ensaios de microfresamento.

A Figura 4.15 apresenta os resultados dos coeficientes de atrito em função da distância de deslizamento sob a carga normal de 1N, para as velocidades de deslizamento de 12,81 e 25,62 m/min.

Figura 4.15 – Ensaio de pino sobre disco para a carga normal de 1N.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Na Figura 4.15, são observados dois regimes de contato entre os pinos de TC4 e os discos de metal duro, sem e com revestimento de TiNAl. O primeiro regime é caracterizado pelo período de *running-in*, marcado pelo aumento progressivo do coeficiente de atrito devido à presença de camadas contaminadas nas superfícies do pino e do disco, geralmente compostas por umidade, óxido de metais e material lubrificante (HUTCHINGS; SHIPWAY, 2017). Durante o período de *running-in*, ocorre a quebra e remoção das camadas “contaminadas”, o que aumenta a força de interação metal-metal entre as superfícies em contato. Assim, logo após o período de *running-in*, o coeficiente de atrito geralmente permanece constante no regime permanente, devido à condição de rugosidade de equilíbrio mantida durante o contato.

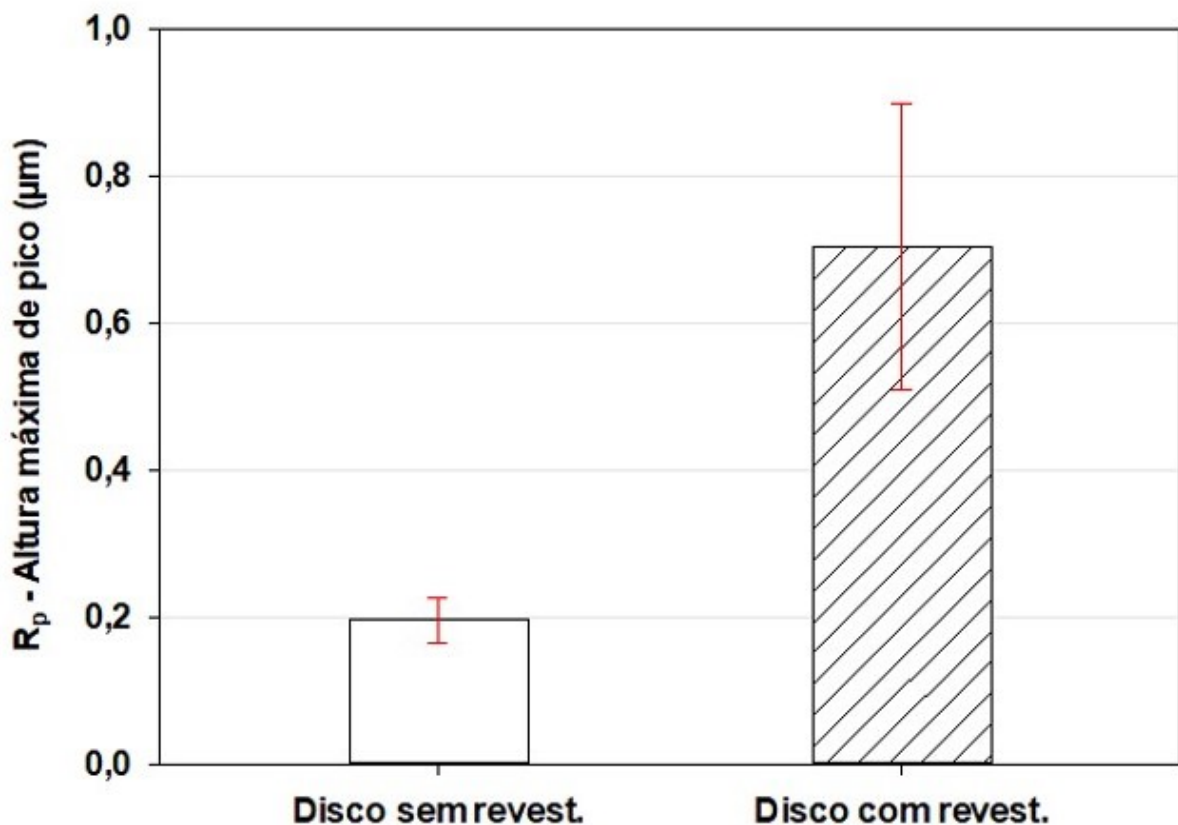
A faixa de análise do coeficiente de atrito médio concentra-se no regime permanente, ou seja, após a distância de deslizamentos de 300 metros. Na Figura 4.15, observou-se que, para a carga normal de 1N, as curvas de coeficiente de atrito apresentaram flutuações em relação à amplitude do valor do coeficiente de atrito para todas as condições avaliadas. Este fato pode indicar regiões de maior interação adesiva dos picos de rugosidade das superfícies em contato. Para a carga normal de 1N, os pinos de TC4 e os discos de metal duro, sem e com revestimento de

TiNAl, apresentaram possivelmente um maior consumo de energia para deformar plasticamente e cisalhar as regiões de adesão desenvolvidas na área real de contato. O pico da amplitude da curva do coeficiente de atrito médio representa possivelmente a força tangencial necessária para cisalhar as ligações adesivas formadas entre o pino e o disco quando as superfícies são submetidas ao movimento de deslizamento. Já o vale da curva do coeficiente de atrito médio representa a fratura das regiões de adesão formadas na área real de contato.

Sugere-se que as flutuações nas curvas de coeficiente de atrito observadas na Figura 4.15 tenham sido provocadas pela formação e fratura das regiões de adesão entre o pino e o disco durante o movimento de deslizamento. De acordo com Ding *et al.* (2007), esse comportamento é comumente observado sob baixas cargas normais e pode ser atribuído à pequena área real de contato, à recuperação elástica do material e ao ruído proveniente de um tensão indesejada presente no sistema de transmissão do sinal eletrônico da célula de carga do equipamento de ensaio pino sobre disco.

Além disso, na Figura 4.15, verificou-se que os maiores valores de coeficiente de atrito médio foram encontrados para as condições com discos revestidos com TiNAl. Esse resultado pode ser atribuído aos valores de altura máxima de pico (R_p) verificados nos discos após o revestimento da superfície com TiNAl, conforme detalhado na Figura 4.16.

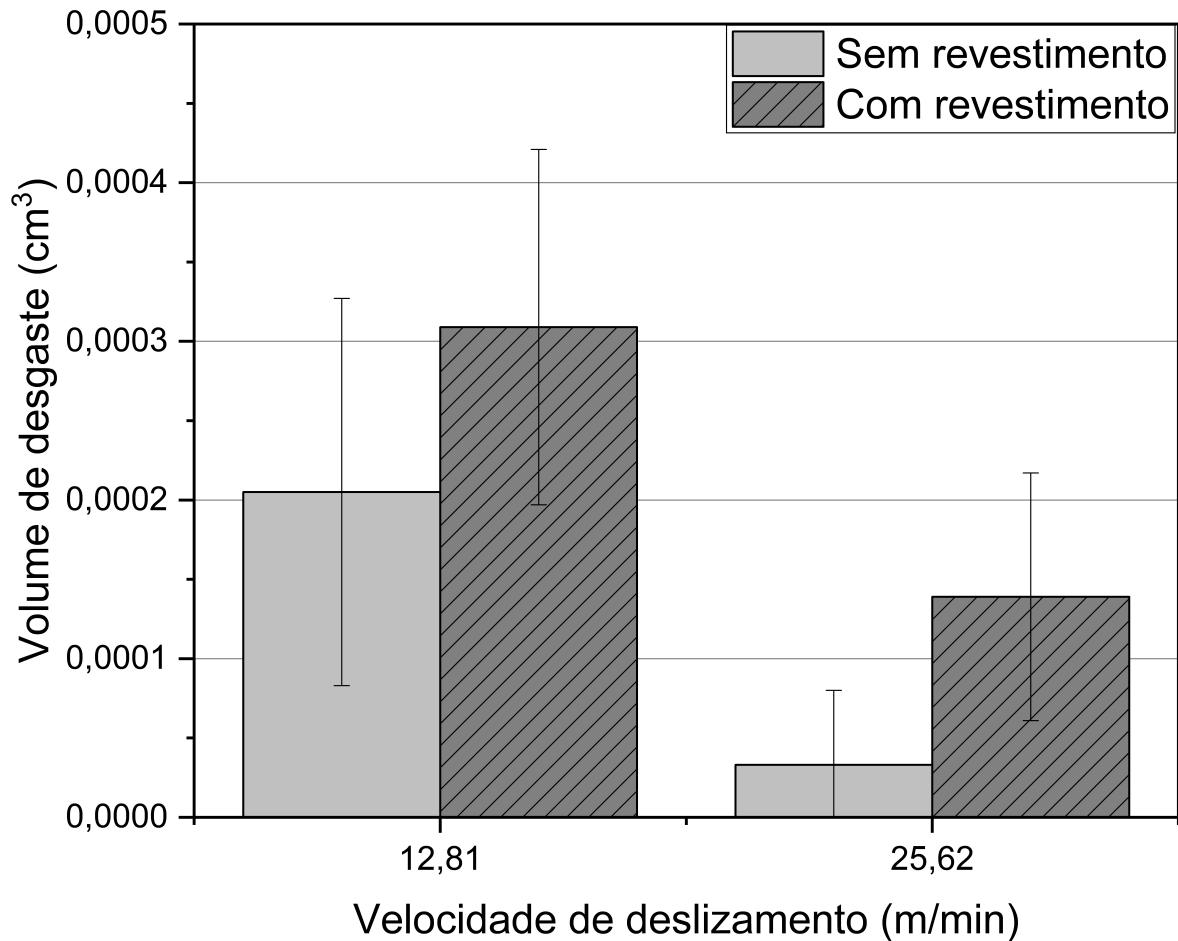
Figura 4.16 – Gráfico da altura máxima de pico (R_p).



Quanto à influência da velocidade de deslizamento, foi possível verificar, por meio da Figura 4.15, que ao aumentar a velocidade de deslizamento de 12,81 para 25,62 m/min, os valores de coeficiente de atrito diminuíram para todos os ensaios realizados. Este fato pode ser justificado pela atenuação dos mecanismos de adesão e sulcamento, que, com o aumento da velocidade de deslizamento, influenciaram na perda de massa dos pinos.

Observa-se na Figura 4.17 que, quando os ensaios foram conduzidos com uma velocidade de deslizamento de 12,81 m/min, houve um maior volume de desgaste no sistema tribológico. No entanto, com o aumento da velocidade de deslizamento para 25,62 m/min, foi verificada uma redução no volume de desgaste.

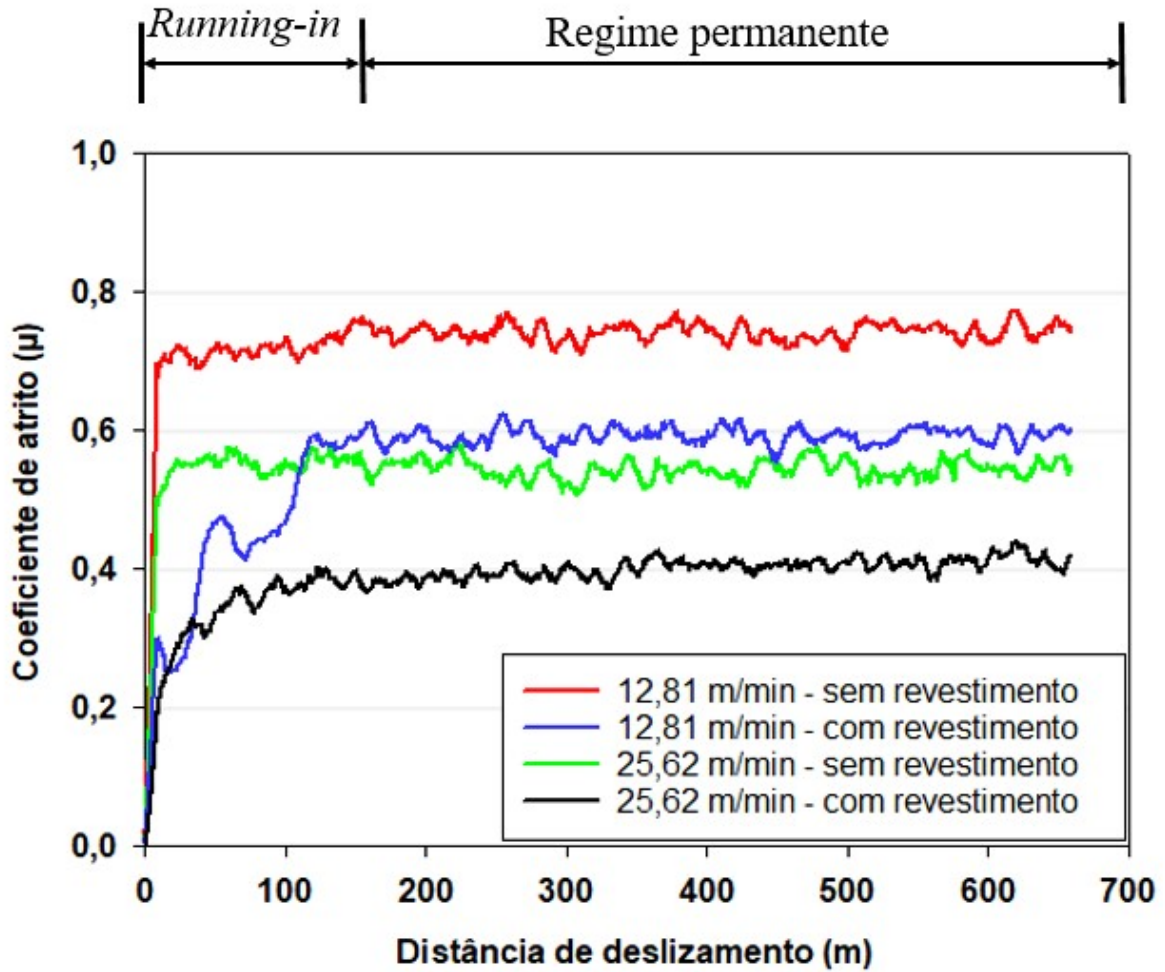
Figura 4.17 – Volume de desgaste para a carga normal de 1N.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.18 apresenta as curvas de coeficiente de atrito médio para a carga normal de 10N em função da distância de deslizamento.

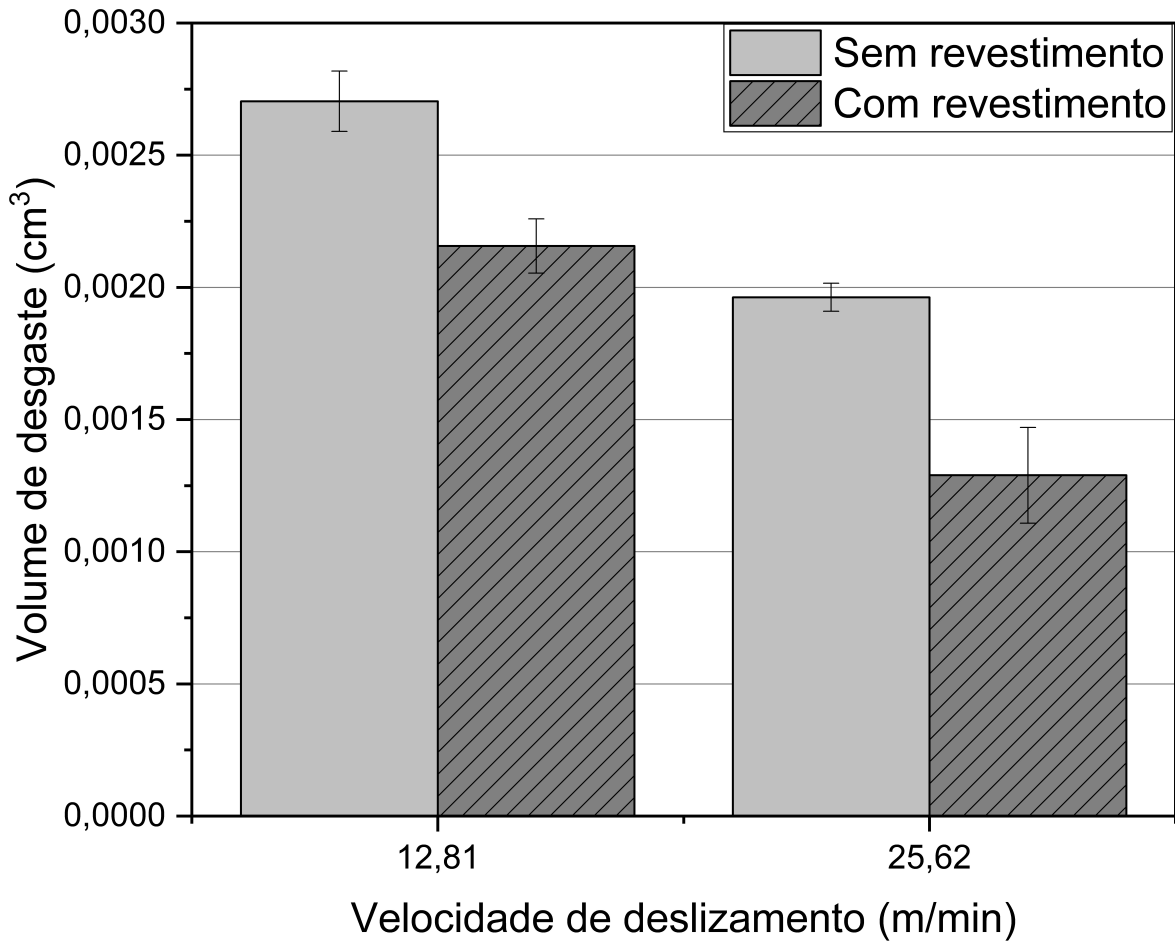
Figura 4.18 – Ensaio de pino sobre disco para a carga normal de 10N.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Pode ser verificado por meio da Figura 4.18 que os discos com revestimento de TiAl apresentaram os menores valores de coeficiente de atrito em comparação com os discos sem revestimento. Tal fato pode ser explicado pela diferença de condutividade térmica entre os materiais, conforme detalhado por ASTM (67), Samani *et al.* (2015) e Kundu *et al.* (2020), respectivamente. O TC4, o revestimento de TiAl e o metal duro possuem valores de condutividade térmica de 17,2, 5,0 e 131 $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, respectivamente. Com base nesses valores, acredita-se que a maior concentração de calor na interface de contato entre o pino de TC4 e o disco com revestimento de TiAl tenha contribuído para uma menor adesão e, conseqüentemente, para a redução dos valores de coeficiente de atrito na interface. Por outro lado, nos ensaios com discos sem revestimento, sugere-se que tenha ocorrido uma maior dissipação de calor, o que pode ter resultado em uma maior adesão entre as superfícies em deslizamento e, conseqüentemente, em uma maior perda de massa, conforme apresentado na Figura 4.19.

Figura 4.19 – Volume de desgaste para a carga normal de 10N.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Foram verificados diferentes regimes permanentes quando a carga normal aumentou de 1 para 10N, conforme indicado nas Figuras 4.15 e 4.18. Na Figura 4.15, em que a carga normal foi de 1N, verificou-se que as curvas de coeficiente de atrito atingiram o regime permanente para a distância de deslizamento de 300 m. Já nos ensaios utilizando carga normal 10N, apresentados na Figura 4.18, o regime permanente foi alcançado após a distância de deslizamento de 150 m. Isso pode indicar que a carga normal de 10N deformou plasticamente os picos da rugosidade e removeu as impurezas presentes nas superfícies do pino e do disco com maior efetividade em relação à carga normal de 1N, devido à maior tensão na interface.

Observa-se também que, com o aumento da carga normal aplicada, a amplitude dos picos e dos vales das curvas de coeficiente de atrito tornam-se menores, o que indica uma menor predominância do mecanismo de adesão. Com relação aos discos com revestimento, nota-se que o coeficiente de atrito diminuiu quando comparados aos disco sem revestimento. Tal comportamento pode ser atribuído à menor transferência de calor na interface.

4.3.1 Determinação da espessura crítica de corte do material para os ensaios de microfresamento

O cálculo da espessura crítica de corte do material foi utilizado para o estudo de dois mecanismos diferentes, denominados cisalhamento e sulcamento, que influenciam nas respostas das forças de usinagem, rugosidade e formação de rebarbas. A espessura crítica de corte do material foi determinada pela equação 2.4, que considera o coeficiente de atrito e o raio de aresta da microfresa. Entretanto, o coeficiente de atrito na usinagem é difícil de ser caracterizado devido às regiões de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta, que são afetadas por vários fatores, como as propriedades do material, as condições de usinagem, a geometria da ferramenta e a temperatura (ÖZEL, 2006).

Portanto, para reproduzir o coeficiente de atrito do microfresamento, foram realizados ensaios de pino sobre disco para obter um valor aproximado para o cálculo da espessura crítica de corte do material. No entanto, é importante ressaltar que os valores de coeficiente de atrito obtidos por esse método não sejam totalmente fidedignos às condições de usinagem.

Para selecionar o coeficiente de atrito mais adequado, foi considerada a condição com velocidade de deslizamento de 25,62 m/min, carga normal de 10N e disco com revestimento de TiNAl, pois esta condição foi a que mais se aproximou das características dos ensaios de microfresamento, que empregaram microfresas com revestimento de TiNAl e velocidades de corte de 62,80 e 100,48 m/min. O raio da aresta de corte da microfresa foi obtido por meio das imagens de MEV para as microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μm , registrando-se um valor aproximado de 2,94 μm (Figura 3.12) para a microfresa com ϕ 500 μm e 3,90 μm para a microfresa com ϕ 800 μm (Figura 3.13). Deste modo, obteve-se uma espessura crítica de corte aproximada de 0,50 μm ao utilizar a microfresa com ϕ 500 μm e 0,59 μm ao utilizar a microfresa com ϕ 800 μm .

4.4 Referenciamento

Antes de iniciar a usinagem, é comum que seja necessário informar à máquina CNC (comando numérico computadorizado) as dimensões de altura e raio da ferramenta, o que é chamado de referenciamento ou *preset*. Os procedimentos mais tradicionais de referenciamento são realizados diretamente na máquina, encostando a aresta de corte da ferramenta na superfície da peça ou fora da máquina, realizando assim a medição da ferramenta com um instrumento externo. Uma questão fundamental nessa etapa é garantir a precisão do ponto de contato entre a ferramenta e a peça, o qual tem um impacto direto no dimensional da peça usinada.

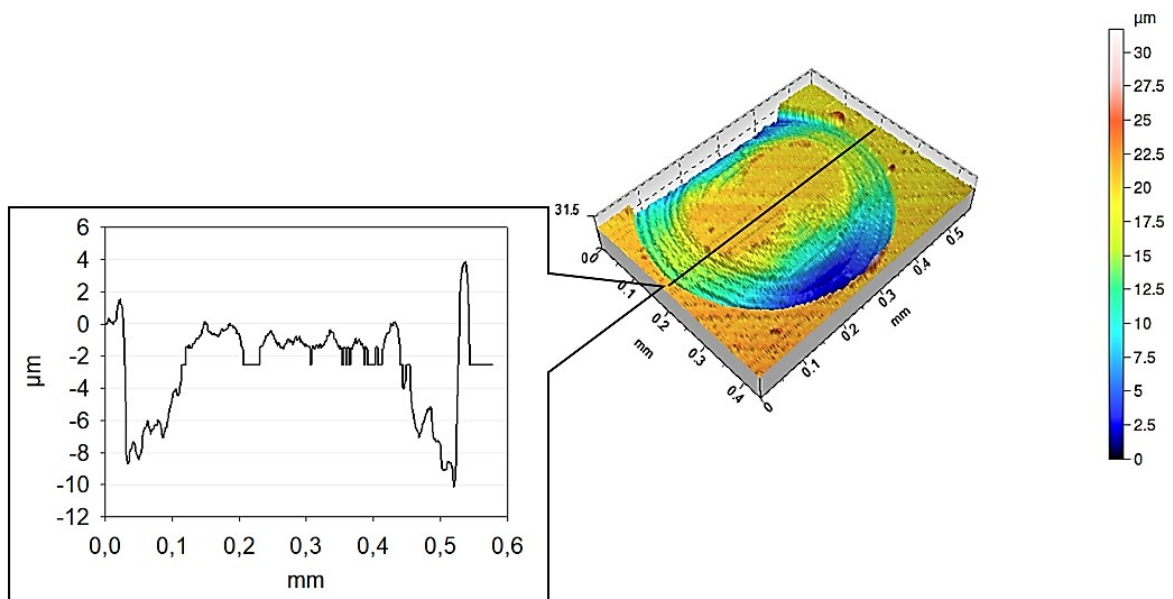
No caso deste estudo, o referenciamento foi realizado na máquina com o auxílio de um sensor de EA, já que seria inviável garantir a precisão da altura da microfresa com o *preset* externo. Mesmo com o auxílio dos sinais de EA, foi desafiador realizar o referenciamento para a posição da microfresa na direção axial (Z), em virtude das dimensões das microfresas utilizadas, de ϕ 500 e ϕ 800 μm , visto que emitem sinais de baixa intensidade que se misturam com os

ruídos de fontes internas e externas durante o contato da microfresa com a peça.

As Figuras 4.20 e 4.21 apresentam as imagens obtidas pela varredura do perfilômetro sobre a superfície da amostra de TC4 após o contato com as microfresas com ϕ 500 μm e ϕ 800 μm , respectivamente. Na Figura 4.20, foi possível observar que o referenciamento realizado com a microfresa de ϕ 500 μm causou um dano de cerca de 8 μm na superfície da amostra. Já na Figura 4.21, foi verificado que o referenciamento realizado com a microfresa de ϕ 800 μm provocou um dano de aproximadamente 2 μm na superfície da amostra.

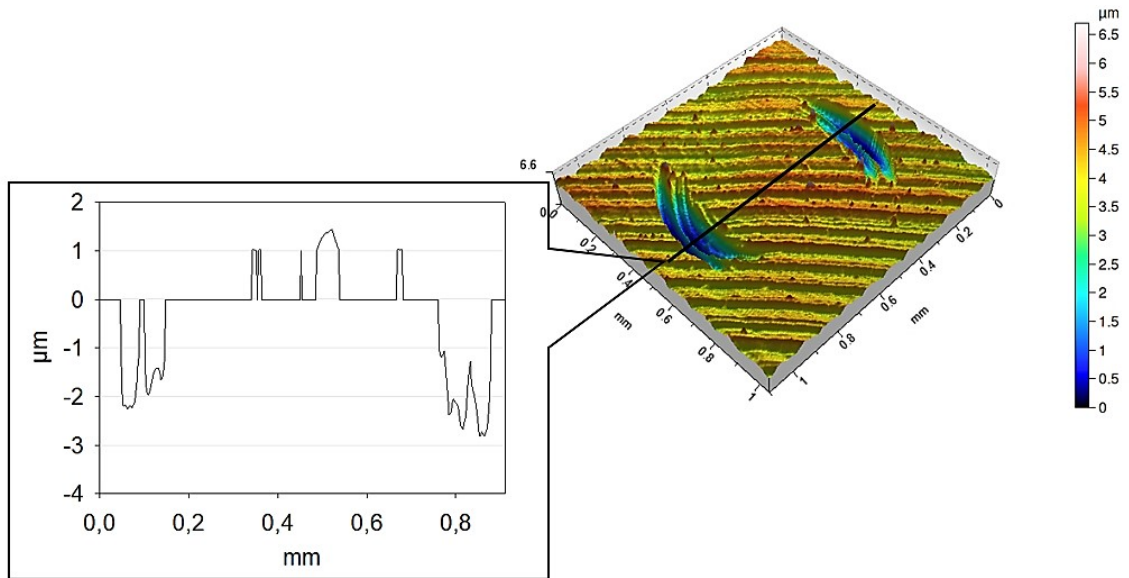
Ao analisar conjuntamente as Figuras 4.20 e 4.21, constatou-se que a microfresa com ϕ 500 μm ocasionou maior dano à superfície do TC4 em comparação à microfresa com ϕ 800 μm . Esse comportamento sugere que a detecção do contato entre a microfresa e a peça, por meio dos sinais de EA, tende a ocorrer para microfresa com ϕ 500 μm em um maior tempo de resposta em relação à microfresa com ϕ 800 μm . O maior tempo de resposta para realizar o registro dos sinais de EA sugere-se que o equipamento de EA apresentou sensibilidade relacionada à taxa de deformação do material, ou seja, a energia gerada durante a interação diminui com a redução do diâmetro da microfresa. Resultados similares foram encontrados por Bourne *et al.* (2008) e Mian, Driver e Mativenga (2011a).

Figura 4.20 – Dano provocado pela microfresa com ϕ 500 μm na superfície do TC4.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

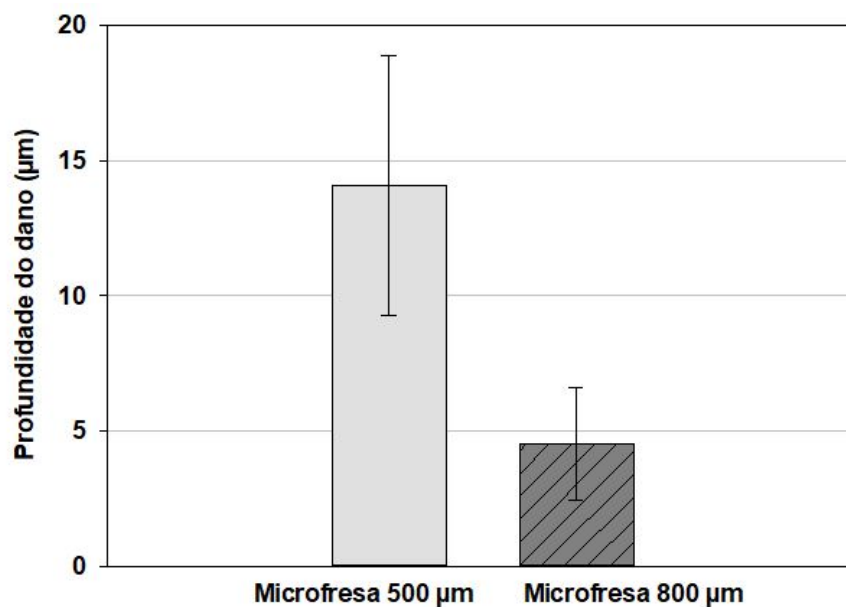
Figura 4.21 – Dano provocado pela microfresa de ϕ 800 μm na superfície do TC4.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.22 apresenta que a microfresa com ϕ 500 μm causou um dano de aproximadamente 70% maior do que a microfresa com ϕ 800 μm . Tal comportamento pode ser justificado pela menor taxa de deformação do material durante o referenciamento com a microfresa com ϕ 500 μm . Além disso, a quantidade de ruído proveniente das fontes externas ao sistema de microfresamento pode ter provocado a elevação da amplitude dos sinais de EA, ou seja, os sinais de EA decorrentes do contato entre a microfresa e a peça podem ter se misturado com os sinais do ruído e conseqüentemente provocado uma maior penetração da microfresa na superfície da peça.

Figura 4.22 – Dano provocado na superfície do TC4, pelas microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

4.5 Força de usinagem

A força de usinagem é um indicador importante para monitorar o processo de usinagem. A força de usinagem pode refletir o desempenho da trajetória de usinagem de acordo com a seleção dos parâmetros de usinagem e consumo de energia do processo. Além disso, a intensidade e a frequência dos sinais das componentes da força de usinagem permitem identificar a presença do desgaste da ferramenta, a precisão da operação de usinagem e a qualidade da superfície da peça usinada.

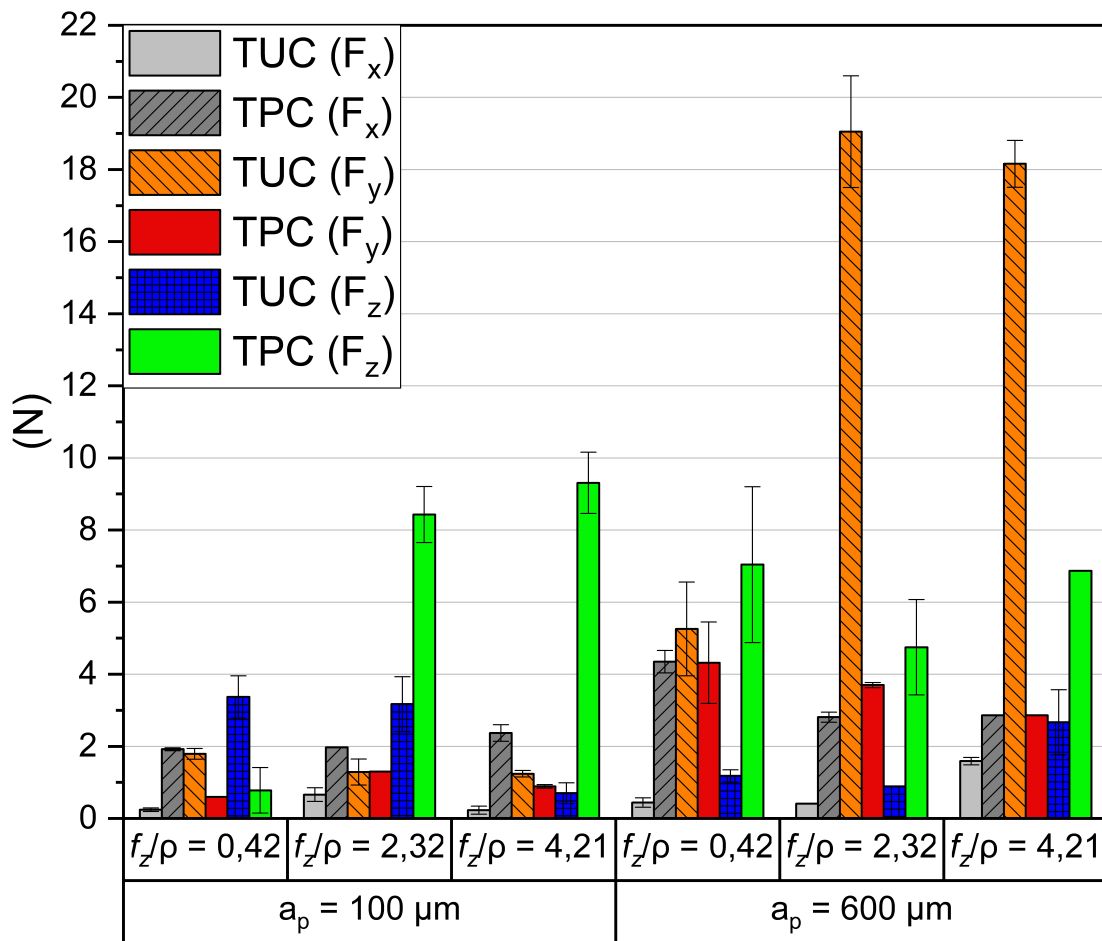
Sendo assim, as subseções a seguir apresentam os resultados da força de usinagem para as trajetórias TUC e TPC. Os sinais das direções da força de usinagem para os ensaios de microfresamento foram registrados por meio do dinamômetro para cada canal usinado nas direções das forças F_x , F_y e F_z . Com base no conhecimento das direções da força de microfresamento, foi possível realizar a análise dos esforços solicitantes atuantes na microfresa durante os ensaios.

4.5.1 Avaliação da força de microfresamento quando utilizado a microfresa com diâmetro de 500 μm

Nos ensaios de microfresamento, o comprimento de usinagem para cada canal foi de 25 mm. Durante o deslocamento da microfresa, foi possível observar a aquisição de ruído proveniente de fontes externas ao processo de usinagem e o sinal correspondente ao contato da microfresa com a peça. Para minimizar o efeito do ruído na força de microfresamento, foi necessário utilizar um filtro passa-baixa. Sendo assim, aplicou-se um filtro passa-baixa do tipo *Butterworth* com frequência de corte de 100 Hz para suavizar os sinais nas direções F_x , F_y e F_z da força de microfresamento, sem modificar o comportamento periódico das mesmas. Todos os sinais de força foram filtrados desta forma.

A Figura 4.23 apresenta o resultado da força média de usinagem para as direções F_x , F_y e F_z durante o microfresamento com a microfresa com ϕ 500 μm . Nota-se que as direções F_y e F_z registraram uma magnitude maior em comparação com a direção F_x . Essa diferença pode ser atribuída à fratura da microfresa durante os ensaios de microfresamento, justificando os maiores valores de força em F_y , e ao mecanismo de sulcamento, explicando a maior magnitude em F_z . De acordo com Kim, Mayor e Ni (2004), quando a F_z excede a F_y , o atrito torna-se dominante no modo de contato entre a ferramenta e a peça, resultando no mecanismo de sulcamento do material.

Com base na Figura 4.23, foi possível observar que a direção F_x e a trajetória TUC apresentaram os menores valores de força durante o microfresamento com a razão $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. A direção F_x apresentou, dentro das condições avaliadas, os menores valores de força durante o microfresamento com a trajetória TUC.

Figura 4.23 – Força média nas direções F_x , F_y e F_z para as trajetórias TUC e TPC.

Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

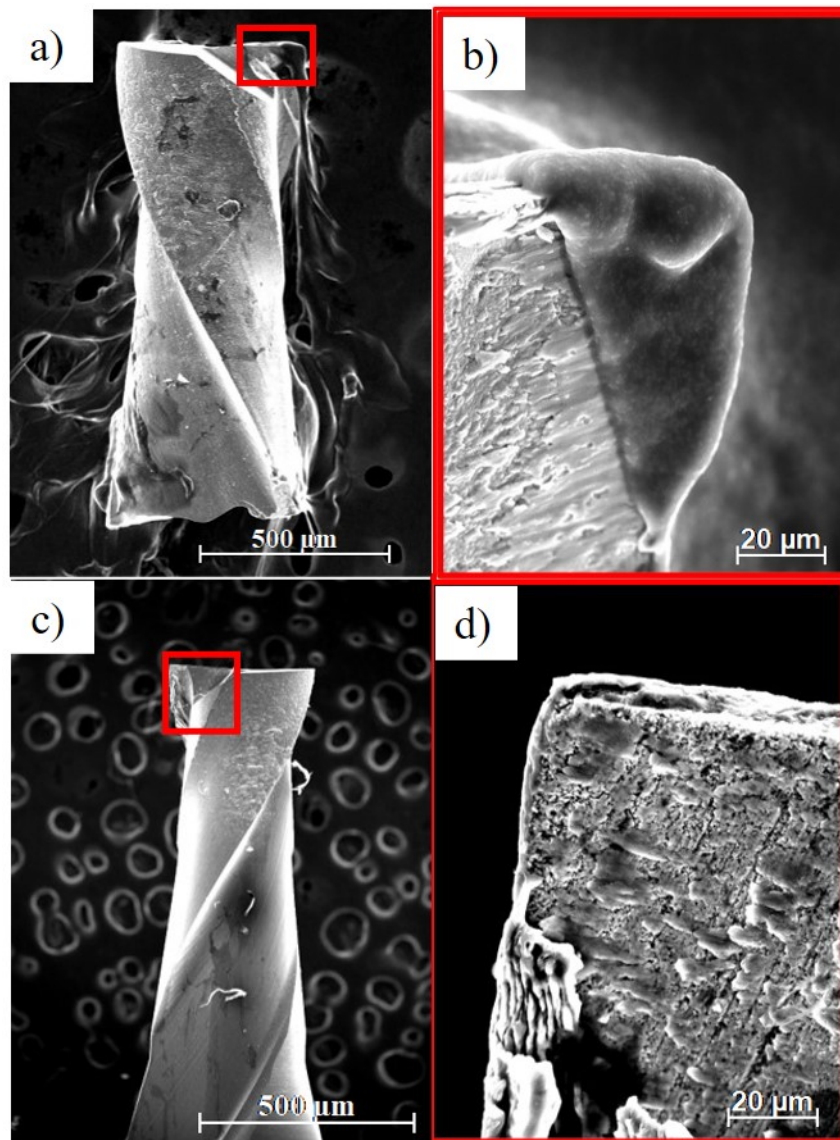
Ao analisar a Figura 4.23, verificou-se que a trajetória TPC no microfresamento, com a condição de usinagem $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$, resultou em uma intensidade de força maior em comparação à trajetória TUC. Esse comportamento foi atribuído à menor espessura de corte durante a usinagem com a trajetória TPC, resultando em um aumento no esforço de corte durante a formação do cavaco. Nos ensaios realizados com as razões $f_z/\rho = 2,32$ e $4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, a direção F_y e a trajetória TUC registraram o maior valor de força, possivelmente devido à elevada taxa de remoção de material. A Figura 4.24 apresenta imagens de MEV das microfresas após os ensaios de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC, com a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. A Figura 4.24a apresenta a imagem da microfresa para a trajetória TUC, a Figura 4.24b ilustra a superfície de saída da microfresa. Já a Figura 4.24c exibiu a imagem de MEV para a trajetória TPC, e a Figura 4.24d apresenta a superfície de saída da microfresa.

Observa-se, na Figura 4.24a, a região de fratura da microfresa quando o ensaio foi realizado com a trajetória TUC. A quebra da microfresa durante o microfresamento do TC4 pode ter ocorrido devido ao maior volume de material removido quando o ensaio foi realizado com $a_p = 600 \mu\text{m}$. Além disso, a Figura 4.24b sugere o acúmulo de material na aresta de corte da microfresa, o que pode alterar o ângulo efetivo de saída da microfresa e aumentar a força de

usinagem. O material acumulado na microfresa pode ser justificado pela afinidade química entre o revestimento de TiNAl da microfresa e o material TC4 correspondente ao material da peça usinada. Conforme mencionado por Aslantas *et al.* (2016), a presença dos elementos químicos Ti e Al favorece a interação entre o revestimento de TiNAl e o TC4.

Ao comparar as Figuras 4.24a e 4.24c, verifica-se que não houve a fratura da microfresa quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC. Ao utilizar a trajetória TPC, a microfresa pode manter um contato constante com a peça, o que pode reduzir os esforços de corte e as vibrações durante o microfresamento. Além disso, ao analisar as Figuras 4.24b e 4.24d, observa-se que a trajetória TPC apresentou menor quantidade de material residual na aresta de corte da microfresa.

Figura 4.24 – MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento com a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) MEV da superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) MEV da superfície de saída da microfresa.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

4.5.2 Análise da força de microfresamento com a transformada *Power Spectral Density* (PSD)

4.5.2.1 Força na direção F_y

A análise das intensidades e frequências das forças de microfresamento, utilizando as trajetórias TUC e TPC, foi investigada por meio da transformada *Power Spectral Density* (PSD). O *software* utilizado para realizar a análise foi o NI *Signal Express* 2015, que permitiu a transformada do sinal do domínio do tempo para o domínio da frequência. Os resultados da análise PSD para a direção F_y nos ensaios de microfresamento com a microfresa de ϕ 500 μm são apresentados na Figura 4.25.

Observa-se que, para a trajetória TUC, as frequências principais foram de 666,66 Hz e 1333,33 Hz, correspondendo às frequências de passagem das arestas de corte da microfresa sobre o material da peça. A frequência de 666,66 Hz foi a frequência de excitação da turbina para uma rotação de 40000 rpm, além de corresponder à frequência de excitação para uma aresta de corte. A frequência de 1333,33 Hz representa a passagem da segunda aresta de corte sobre o material TC4. Já para a trajetória TPC, foram verificadas as frequências de 666,66 Hz, 1333,33 Hz e 1999,99 Hz. A frequência de 1999,99 Hz corresponde ao movimento de interpolação da microfresa sobre o material da peça para realizar a trajetória TPC. Em todas as análises realizadas, buscou-se manter a equivalência das escalas dos gráficos. No entanto, devido à diferença de intensidade para transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC, não foi possível considerar a mesma padronização de escala entre os gráficos.

As Figuras 4.25a e 4.25b apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC, respectivamente, quando os ensaios foram conduzidos com a razão $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100$ μm . O fato principal, ao observar as Figuras 4.25a e 4.25b, é a diferença de intensidade entre as frequências de corte, o que sugere a hipótese de ocorrência do batimento radial da microfresa para as trajetórias TUC e TPC. Embora não tenha sido possível quantificar o valor em micrômetros do batimento radial da microfresa, uma análise qualitativa sugere a presença do batimento radial da microfresa. Isso se deve à diferença entre a intensidade dos picos referentes à passagem das arestas de corte da microfresa sobre o material da peça durante o microfresamento, o que pode indicar o batimento radial da microfresa.

Ao comparar as Figuras 4.25a e 4.25b, percebe-se que a trajetória TUC apresentou picos não uniformes para as frequências de 666,66 e 1333,33 Hz, correspondentes às frequências de passagem das arestas de corte da microfresa sobre o material da peça. O maior pico para essa condição de usinagem foi para a frequência de 1333,33 Hz. Já para a trajetória TPC (Figura 4.25b), houve diferença de intensidade para as frequências de 666,66 e 1333,33 Hz, indicando a remoção irregular de material entre as arestas de corte da microfresa. Além disso, para a trajetória TPC, a frequência de 1999,99 Hz corresponde ao movimento de interpolação da microfresa para realizar a trajetória TPC. Sendo que, a frequência de 1999,99 Hz corresponde ao movimento de

retorno da microfresa para a posição inicial após realizar a remoção de material na forma de cavaco. Durante o retorno da microfresa para a posição inicial da trajetória TPC, a microfresa pode realizar a usinagem de material residual ocasionado pelo mecanismo de sulcamento do material TC4.

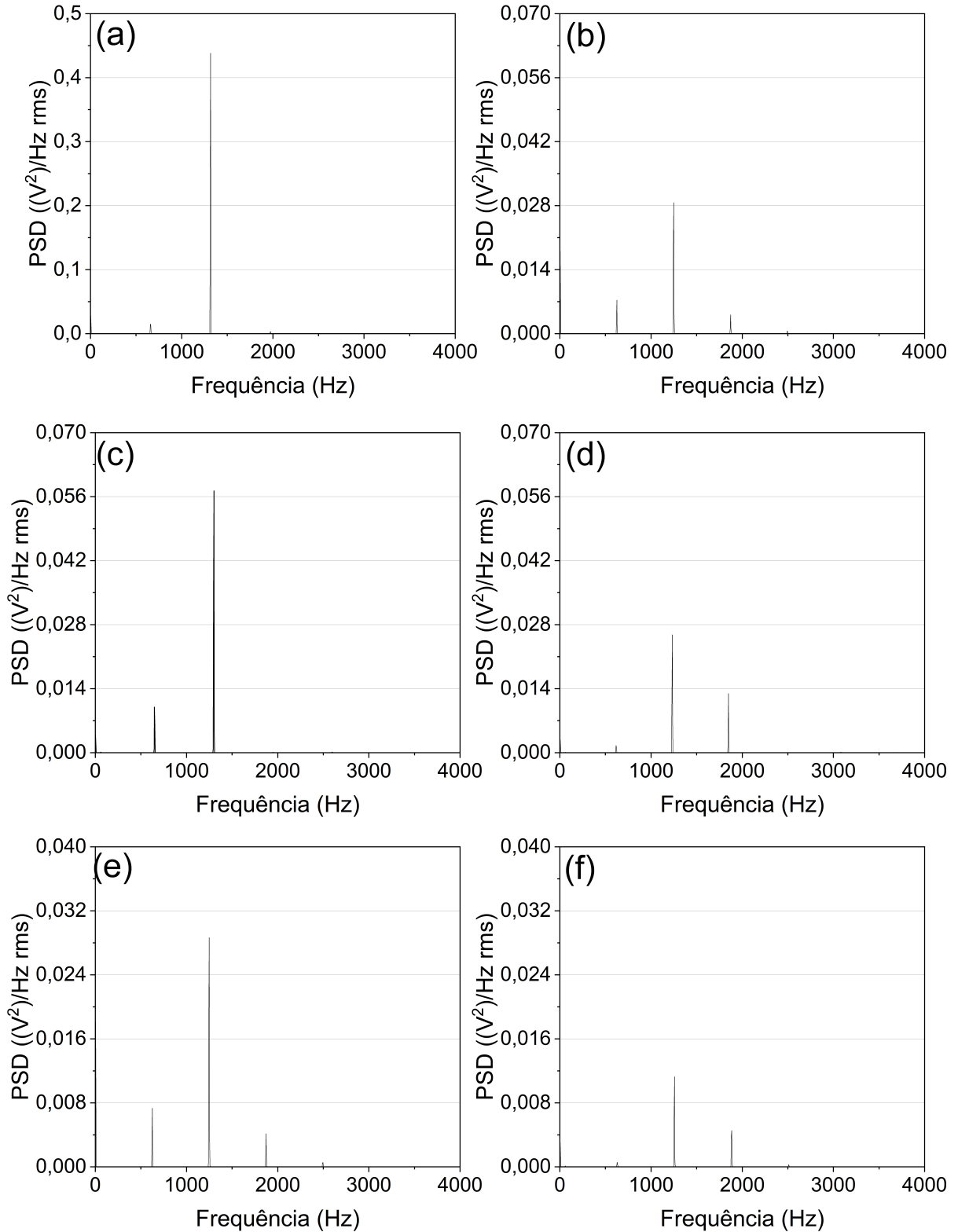
Ao comparar as Figuras 4.25c e 4.25d, nota-se que, para a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$, ambas as trajetórias apresentaram picos com diferentes intensidades, o que sugere a remoção de material de forma irregular pelas arestas de corte da microfresa.

As Figuras 4.25e e 4.25f apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC com a razão $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Para essa condição de microfresamento, foi verificado que a trajetória TUC (Figura 4.25e) apresentou diferença de intensidade entre os picos correspondentes às frequências de 666,66, 1333,33 e 1999,99 Hz, sugerindo que houve remoção de material de forma irregular durante o microfresamento. A trajetória TPC (Figura 4.25f) também apresentou diferença de intensidade em relação às frequências de 666,66 e 1333,33 Hz, sugerindo o batimento radial da microfresa.

De modo geral, foi possível observar que a trajetória TUC apresentou maior intensidade em relação à trajetória TPC. Este fato pode ser observado na Figura 4.25 e justifica-se pela maior taxa de remoção de material quando utilizada a trajetória TUC. Uma possível explicação pode estar relacionado às características do TC4, que apresenta baixa condutividade térmica e elevada reatividade química. Essas características podem levar ao acúmulo de material na aresta de corte da ferramenta durante o microfresamento, resultando em maiores esforços e deformações na microfresa. O batimento radial pode ser ampliado nessas condições. Além disso, verifica-se pela Figura 4.25 que a trajetória TUC e razão $f_z/\rho = 0,32$, apresentou a maior intensidade de sinal, indicando que, para esta condição de usinagem, a microfresa realizou maior esforço para remover o material na forma de cavaco.

A análise crítica dos resultados obtidos por meio da transformada PSD revelou diferenças de intensidade e frequências entre as trajetórias TUC e TPC. Essas diferenças sugerem a presença do batimento radial da microfresa, bem como a remoção irregular de material durante a operação de microfresamento. O batimento radial afeta diretamente a qualidade da usinagem, pois pode levar a irregularidades na superfície usinada, perda de precisão dimensional e aumento do desgaste da ferramenta. Essas informações são essenciais para compreender o comportamento das forças de microfresamento.

Figura 4.25 – Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a microfresa com ϕ 500 μm e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

A Figura 4.26 ilustra os gráficos da transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC, quando os ensaios foram realizados com as razões $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Verificou-se que os maiores picos de força para a transformada PSD foram obtidos para a razão $f_z/\rho = 0,42$, enquanto os menores valores foram registrados para a razão $f_z/\rho = 4,21$.

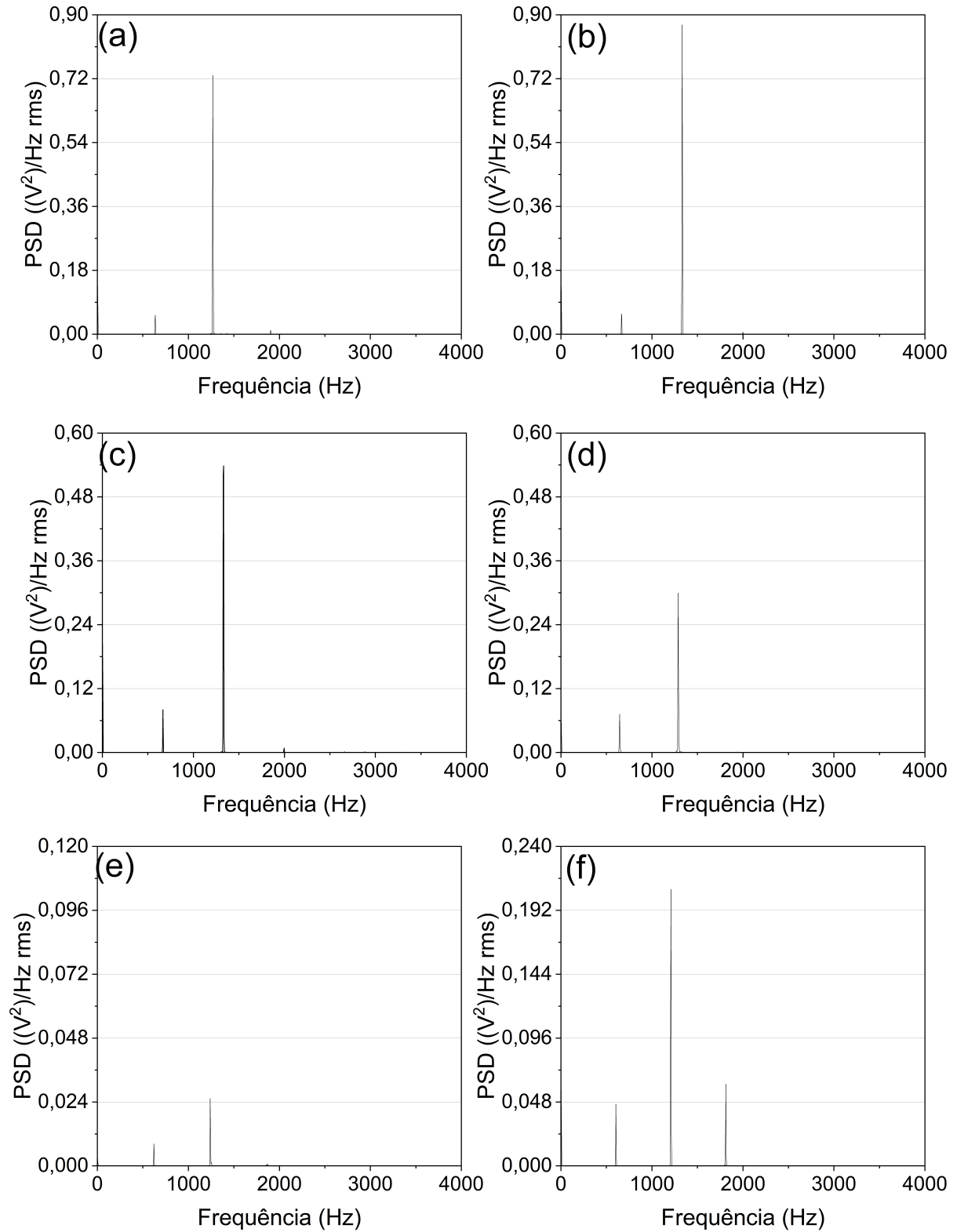
Nas Figuras 4.26a e 4.26b, são apresentados os espectros de frequências do microfresamento para a razão $f_z/\rho = 0,42$. Na Figura 4.26a, pode-se observar um pico de maior intensidade para a frequência de 1333,33 Hz. Na Figura 4.26b, também foi verificada maior intensidade para a frequência de 1333,33 Hz, o que indica maior esforço de corte em uma das arestas da microfresa.

Já as Figuras 4.26c e 4.26d exibem as frequências correspondentes para a condição $f_z/\rho = 2,32$. Na Figura 4.26c, o gráfico apresenta os valores registrados para a trajetória TUC. Nessa condição de microfresamento, houve a quebra da aresta de corte da microfresa e maior intensidade para a frequência de 1333,33 Hz. Por sua vez, a Figura 4.26d se refere à trajetória TPC, na qual se percebe menor intensidade de força para as frequências de 666,66 e 1333,33 Hz em relação à Figura 4.26c.

As Figuras 4.26e e 4.26f apresentam as frequências correspondentes para a razão $f_z/\rho = 4,21$. A Figura 4.26e ilustra o gráfico para a trajetória TUC, onde, também houve a quebra da aresta de corte da microfresa. Por fim, a Figura 4.26f corresponde ao ensaio realizado com a trajetória TPC, na qual foi registrado maior intensidade em relação ao gráfico da Figura 4.26e. Além disso, observou-se um pico para a frequência de 1999,99 Hz, o que sugere a remoção de material residual do passe anterior durante o movimento de retorno da microfresa para a posição inicial após realizar o movimento de corte.

De maneira geral, durante os ensaios realizados com as razões $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$ e $a_p = 100$ e $600 \mu\text{m}$, observou-se uma mudança na intensidade da força na direção F_y , que pode ser explicada pelo batimento radial da microfresa. Esse fenômeno pode causar uma condição irregular na remoção de cavaco, fazendo com que a aresta de corte da microfresa esteja sujeita ao mecanismo de sulcamento do material. Constatou-se que a intensidade da F_y diminuiu com o aumento da espessura do cavaco, ou seja, com o aumento da razão f_z/ρ . As maiores intensidades registradas para F_y ocorreram nos ensaios realizados com $a_p = 600 \mu\text{m}$, o que pode ser justificado pelo maior volume de material removido nessas condições.

Figura 4.26 – Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a microfresa com ϕ 500 μm e a_p = 600 μm . (a) Trajetória TUC, f_z/ρ = 0,42. (b) Trajetória TPC e f_z/ρ = 0,42. (c) Trajetória TUC e f_z/ρ = 2,32. (d) Trajetória TPC e f_z/ρ = 2,32. (e) Trajetória TUC e f_z/ρ = 4,21. (f) Trajetória TPC e f_z/ρ = 4,21.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

4.5.2.2 Força na direção F_x

As Figuras 4.27a e 4.27b apresentam os espectros do sinal para as trajetórias TUC e TPC para os ensaios com a razão $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Observa-se que há irregularidades nos valores dos picos de força, indicando possivelmente a influência do batimento radial da microfresa. Segundo Armarego e Deshpande (1989), a força de usinagem na direção F_x indica o batimento radial e a deflexão da ferramenta de corte, que são inerentes à operação de fresamento. Para as trajetórias TUC e TPC, o batimento radial ocorreu provavelmente por erros de montagem que alteraram os picos das componentes da força de usinagem, pelo esforço de corte e pelo mecanismo de sulcamento do material, que altera a dinâmica das forças de usinagem.

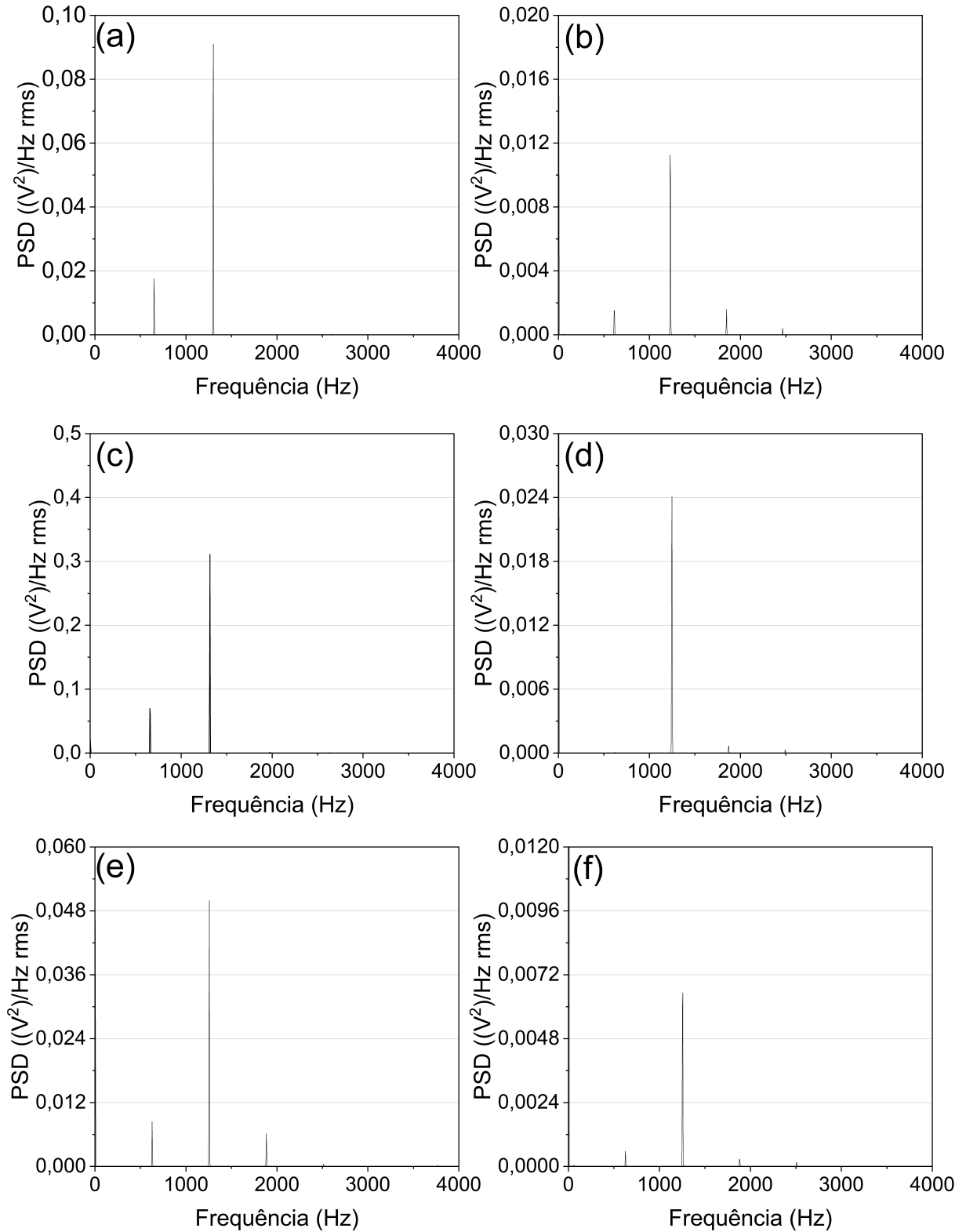
Para a trajetória TUC, sugere-se que a deflexão da microfresa de corte se deve ao maior esforço para remover o material da peça na forma de cavaco. Já para a trajetória TPC, o aumento de força pode ter ocorrido devido o movimento de interpolação, no qual a microfresa apresenta um movimento ativo com remoção de cavaco e um movimento inativo sem remoção de cavaco. Durante o movimento inativo, a aresta de corte retorna para a posição de contato com a parede do canal e se depara com uma região com material residual, provocado pelo mecanismo de sulcamento do passe anterior. Assim, quando a microfresa inicia o movimento ativo para o passe subsequente, ela encontra uma parcela maior de material para remover que não foi programada teoricamente pelo *software* CAM, gerando assim, um fluxo lateral de material, que consequentemente pode ter elevado a intensidade da força na direção F_x . Resultados similares foram encontrados por Lacalle *et al.* (2007) para o mesofresamento com a trajetória zigue-zague.

Ao analisar as Figuras 4.27c e 4.27d pode-se observar diferença no comportamento das arestas de corte da microfresa. Na Figura 4.27c, nota-se a presença da frequência principal de rotação e seus harmônicos. Assim, percebe-se um pico de menor intensidade para a frequência de 666,66 Hz e um de maior intensidade para a frequência de 1333,33 Hz. A Figura 4.27d apresentou um pico de maior intensidade para a frequência de 1333,33 Hz, que pode ser atribuído ao microfresamento irregular da aresta de corte da microfresa.

Observando as Figuras 4.27e e 4.27f, percebe-se que a frequência de 1333,33 Hz apresentou maior intensidade para ambos os ensaios, sendo relevante notar a maior intensidade para a trajetória TUC.

Partindo-se da Figura 4.27a até a Figura 4.27f observa-se que a intensidade da força na direção F_x diminuiu com o aumento da razão f_z/ρ . Mais uma vez, este fato pode ser justificado pela espessura de corte. Pois, o menor valor de espessura de corte favorece o aumento da intensidade da força devido ao mecanismo de sulcamento. A menor intensidade de força foi verificada para a trajetória TPC em relação a trajetória TUC que pode ser justificada pela menor taxa de remoção de material removido pela trajetória TPC.

Figura 4.27 – Transformada PSD para a direção F_x para as trajetórias TUC e TPC com a micro-fresa com ϕ 500 μm e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

As Figuras 4.28a e 4.28b ilustram a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC, respectivamente, quando os ensaios foram conduzidos com a razão $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Na Figura 4.28a, nota-se um pico de menor intensidade para a frequência de 666,66 Hz e um de maior intensidade para a frequência de 1333,33 Hz. Na Figura 4.28b, a intensidade dos picos correspondentes às frequências 666,66 e 1333,33 Hz foi menor em comparação à trajetória TUC. Sugere-se que a maior taxa de remoção de material pela trajetória TUC favoreceu uma maior intensidade para a direção F_x quando essa trajetória foi utilizada.

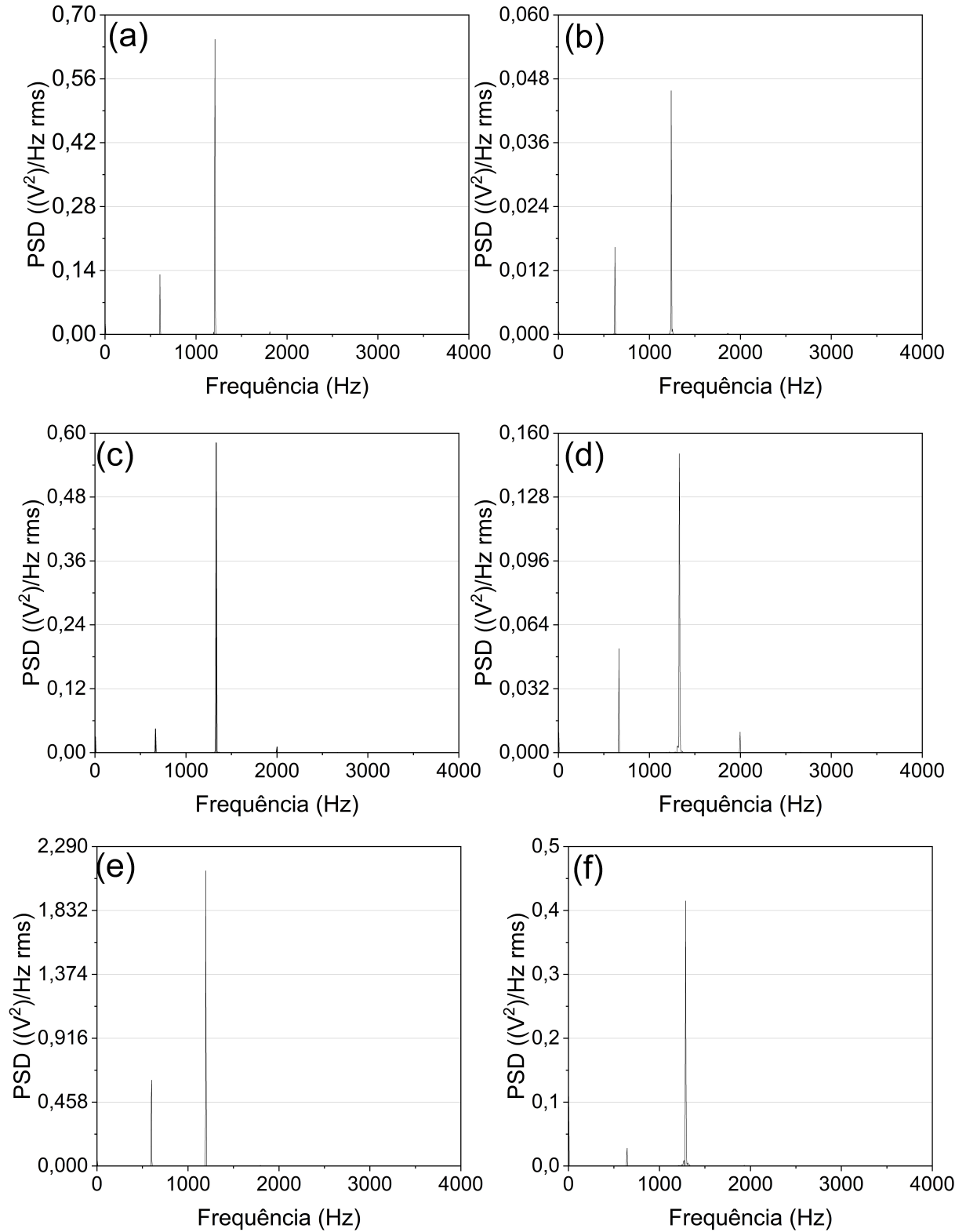
As Figuras 4.28c e 4.28d apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC para a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Na Figura 4.28c, observa-se o gráfico da trajetória TUC e constatou-se que houve a quebra da microfresa nesta condição de microfresamento. Já na Figura 4.28d, que apresenta o gráfico para a trajetória TPC, foram verificados dois picos correspondentes às frequências de 666,66 Hz e 1333,33 Hz. A maior intensidade foi verificada para a frequência de 1333,33 Hz.

As Figuras 4.28e e 4.28f apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a razão $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Na Figura 4.28e, que apresenta o gráfico para a trajetória TUC, verificou-se a quebra da microfresa. Já na Figura 4.28f, observou-se uma intensidade acentuada para a frequência de 1333,33 Hz e um pico de menor intensidade para a frequência de 666,66 Hz na trajetória TPC.

A análise dos resultados das Figuras 4.28a a 4.28f revela que as trajetórias TUC e TPC têm impactos distintos no microfresamento. Outro aspecto a ser considerado é a irregularidade na remoção de material ao longo das trajetórias de usinagem, independentemente da trajetória utilizada. Essa irregularidade indica que a geometria da ferramenta ou outros fatores podem contribuir para a não uniformidade na remoção de material. Portanto, é importante investigar e otimizar esses aspectos para melhorar a precisão e a qualidade do processo de microfresamento. Além disso, os resultados também mostram que o aumento da razão (f_z/ρ) e a_p afetam significativamente a intensidade do sinal e o desempenho do microfresamento do material TC4. O aumento desses parâmetros resultou em uma intensificação das forças na direção F_x , o que foi evidenciado pelos picos de maior intensidade nas frequências analisadas.

Ao analisar a direção F_x , observa-se que para todas as condições apresentadas nas Figuras 4.27 e 4.28 que a aresta de corte da microfresa removeu material de forma irregular independente da condição de corte utilizada. Quando comparado os gráficos obtidos nas Figuras 4.27 e 4.28 verifica-se que a intensidade do sinal aumentou em função da a_p . A justificativa se dá pelo fato de que o aumento da $a_p = 100 \mu\text{m}$ para $a_p = 600 \mu\text{m}$ aumentou a seção do cavaco e provocou a elevação da intensidade da força na direção F_x . Além disso, com o aumento da $a_p = 100 \mu\text{m}$ para $a_p = 600 \mu\text{m}$ foi verificada a quebra da microfresa para as condições $f_z/\rho = 2,32$ e 4,21.

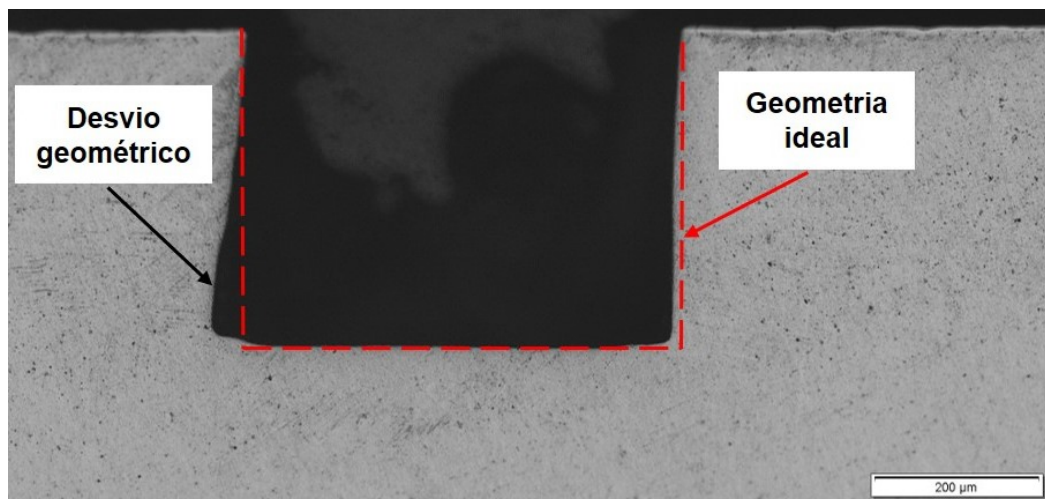
Figura 4.28 – Transformada PSD para a direção F_x para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com ϕ 500 μm e a_p = 600 μm . (a) Trajetória TUC e f_z/ρ = 0,42. (b) Trajetória TPC e f_z/ρ = 0,42. (c) Trajetória TUC e f_z/ρ = 2,32. (d) Trajetória TPC e f_z/ρ = 2,32. (e) Trajetória TUC e f_z/ρ = 4,21. (f) Trajetória TPC e f_z/ρ = 4,21.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

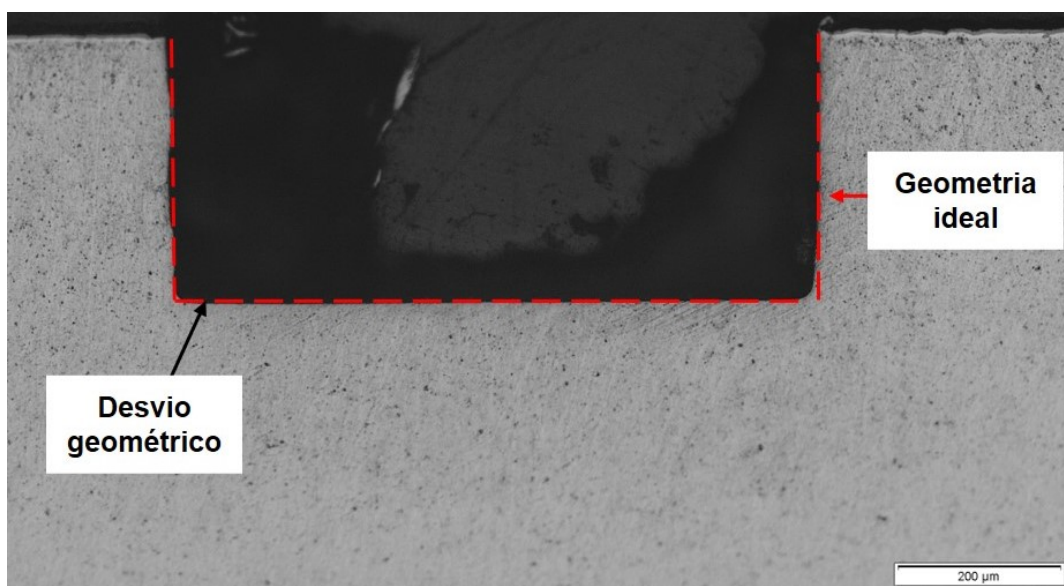
Para verificar a remoção de material de forma irregular pela microfresa, foi realizada uma análise da seção transversal dos canais. No microfresamento, o diâmetro da microfresa apresenta menor rigidez em comparação com as fresas utilizadas no mesofresamento, o que a torna propensa a deformação sob os esforços solicitantes durante o microfresamento. Como resultado, a geometria real do canal pode divergir da geometria ideal do canal, como ilustrado nas Figuras 4.29 e 4.30. Deste modo, foi verificado nas Figuras 4.29 e 4.30 que a trajetória TUC apresentou maior desvio geométrico em relação à trajetória TPC. Isso deve-se ao maior esforço de corte quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TUC. A trajetória TPC reduziu os esforços de corte devido ao menor arco de contato entre a microfresa e a peça usinada. O menor arco de contato reduz os esforços de corte e, conseqüentemente, a deflexão da microfresa.

Figura 4.29 – Trajetória TUC, microfresa com ϕ 500 μm , $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600$ μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Figura 4.30 – Trajetória TPC, microfresa com ϕ 500 μm , $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600$ μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Conforme observado na Figura 4.29 a deflexão da microfresa pode ocasionar a formação de uma lacuna entre a superfície da microfresa e a base do canal, proporcionando espaço para o acúmulo de microcavacos e aumentando o atrito no processo de corte. Resultados similares foram encontrados por (YABO *et al.*, 2022).

4.5.2.3 Força na direção F_z

A Figura 4.31 apresenta a transformada PSD das trajetórias TUC e TPC para a direção F_z e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Segundo Balázs *et al.* (2020), dentre as componentes da força de usinagem, a direção F_z é mais susceptível ao mecanismo de sulcamento do material e outras irregularidades durante a usinagem, como o desgaste da aresta de corte.

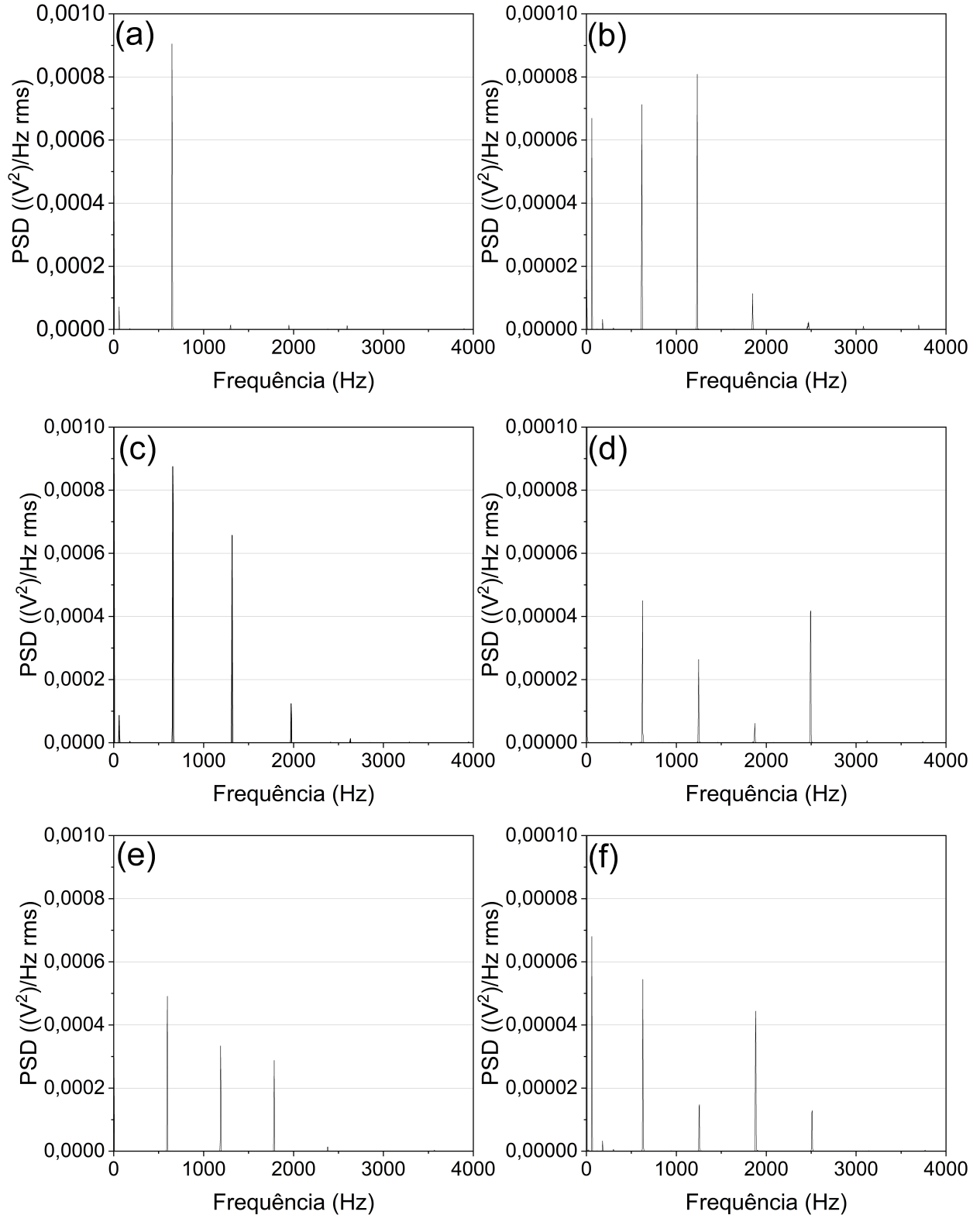
Ao observar os gráficos das Figuras 4.31a e 4.31b, foi possível verificar que a trajetória TUC (Figura 4.31a) apresentou maior intensidade para a frequência de 666,66 Hz. Por outro lado, a trajetória TPC (Figura 4.31b) apresentou dois picos principais, um em 666,66 Hz e outro em 1333,33 Hz, além de um terceiro pico de menor intensidade para a frequência de 1840 Hz, que é um pico não harmônico da frequência de 666,66 Hz.

Ao analisar as Figuras 4.31c e 4.31d, foi possível observar que a Figura 4.31c apresentou um pico de maior intensidade para a frequência de 666,66 Hz. Além disso, foram verificados também picos para as frequências de 40, 1333,33 e 1999,99 Hz nessa condição de usinagem. A Figura 4.31d, por sua vez, apresentou picos para as frequências de 500, 1333,33, 1840 e 2500 Hz quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC. Na direção F_z , o contato entre a superfície de folga da microfresa com a superfície usinada pode provocar a deformação plástica de uma parcela de material da superfície da peça, o que pode provocar o aumento da força na direção da F_z .

As Figuras 4.31e e 4.31f apresentam uma comparação entre as trajetórias TUC e TPC. Na Figura 4.31e, observa-se a presença de três picos para as frequências de 666,66, 1333,33 e 1840 Hz. Já na Figura 4.31f, foram encontrados picos para as frequências de 40, 666,66, 1333,33, 1999,99 e 2500 Hz. Ambas as figuras apresentaram picos de maior intensidade para a frequência de 666,66 Hz, o que pode sugerir a remoção de material de forma irregular entre as arestas de corte da microfresa.

De modo geral, os gráficos da Figura 4.31 apresentaram uma variabilidade maior em relação às direções F_x e F_y , principalmente quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC. Com a elevação da razão f_z/ρ , foi possível observar nos gráfico da Figura 4.31 que a intensidade dos picos das frequências de 666,66 e 1333,33 Hz tende a diminuir. A presença de frequências que não fazem parte do processo de cisalhamento do material pode indicar a presença de material estagnado na aresta de corte e material residual na superfície usinada, no qual pode ser deformado plasticamente pela superfície de folga e saída da microfresa devido à presença do mecanismo de sulcamento de material.

Figura 4.31 – Transformada PSD para a direção F_z para as trajetórias TUC e TPC com a micro-fresa com ϕ 500 μm e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 0,42$. (b) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 0,42$. (c) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 2,32$. (d) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 2,32$. (e) Trajetória TUC e $f_z/\rho = 4,21$. (f) Trajetória TPC e $f_z/\rho = 4,21$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Os gráficos da Figura 4.32 apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC para a direção F_z e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Ao analisar as Figuras 4.32a e 4.32b, pode-se observar que a trajetória TUC (Figura 4.32a) apresentou maior intensidade na frequência de 666,66 Hz, enquanto a trajetória TPC (Figura 4.31b) apresentou picos nas frequências 40, 666,66, 1333,33 e 1840 Hz. Entre as condições avaliadas, a trajetória TUC e a razão $f_z/\rho = 0,42$ foram as que apresentaram maior intensidade quando os ensaios foram realizados com $a_p = 600 \mu\text{m}$.

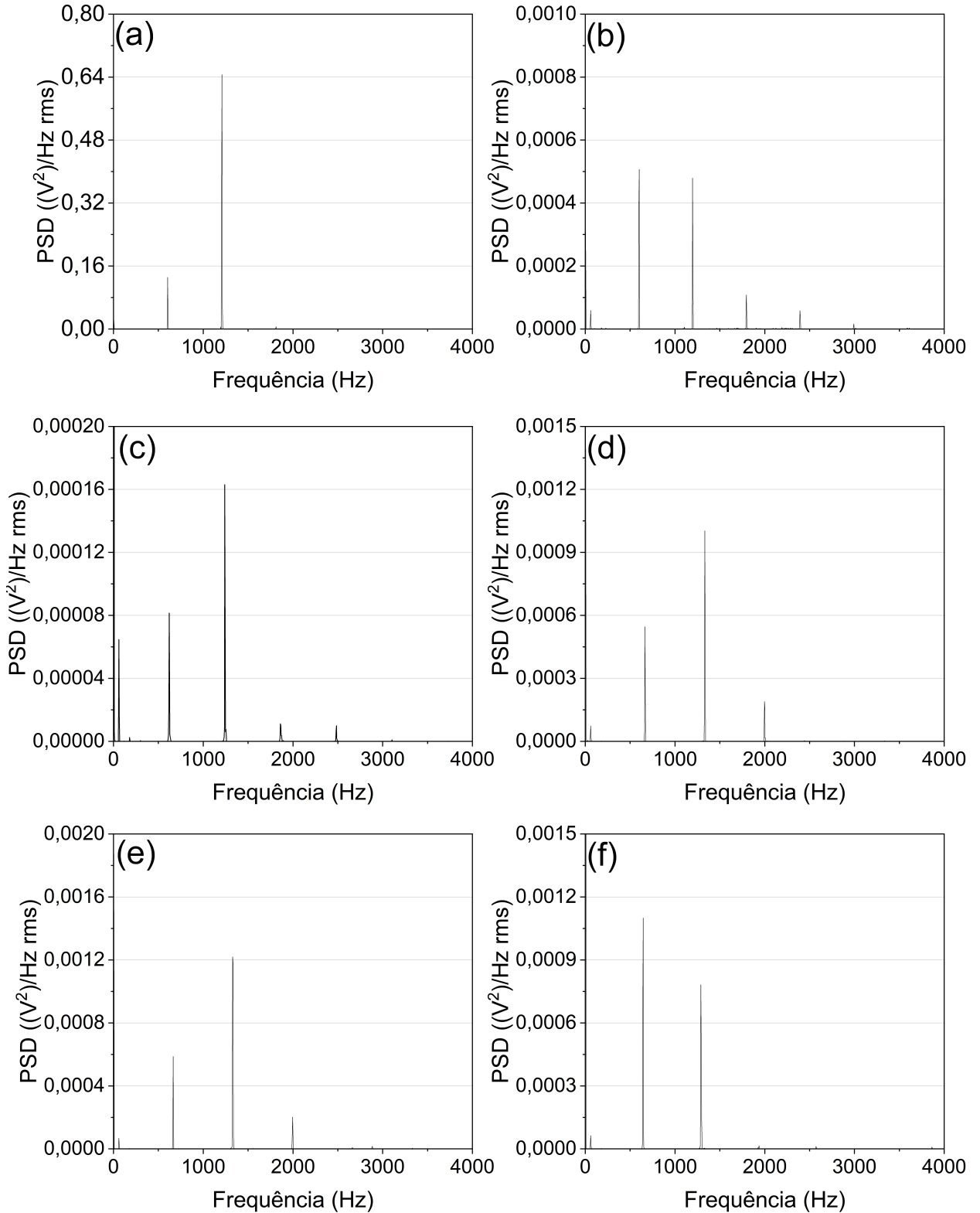
Realizando um comparativo entre as Figuras 4.32a e 4.32b, observa-se que a trajetória TUC (Figura 4.32a) apresentou dois picos nas frequências de 666,66 e 1333,33 Hz, que correspondem às frequências das arestas de corte da microfresa. Na Figura 4.32b, foram verificadas as frequências de 666,66 e 1333,33 Hz e, além disso, constatou-se a presença das frequências de 1840 e 2460 Hz, que são frequências não harmônicas da frequência de 666,66 Hz e que podem ser associadas à remoção de material de forma irregular durante o microfresamento.

Ao examinar as Figuras 4.32c e 4.32d, observa-se que a Figura 4.32c apresentou cinco picos correspondentes às frequências de 40, 666,66, 1333,33, 1999,99 e 2460 Hz. A frequência de 1333,33 Hz foi a que apresentou maior intensidade, nessa condição de microfresamento ocorreu a quebra da microfresa. A fratura da microfresa pode ser justificada pelo maior taxa de remoção de material pela trajetória TUC. Na Figura 4.32d, foram verificados picos nas frequências de 666,66, 1333,33 e 1999,99 Hz. A frequência de 1333,33 Hz foi a que apresentou a maior intensidade entre as frequências avaliadas para a trajetória TPC.

As Figuras 4.31e e 4.31f apresentam as frequências para as trajetórias TUC e TPC, onde foi possível observar que a Figura 4.31e apresentou picos nas frequências de 666,66, 1333,33 e 1999,99 Hz. Na condição de usinagem representada no gráfico da Figura 4.31e, ocorreu a quebra da microfresa. Na Figura 4.31f, foram verificados picos nas frequências de 666,66 e 1333,33 Hz, correspondentes à frequência de excitação das duas arestas de corte da microfresa.

De modo geral, a Figura 4.31 ilustra o comportamento da força na direção F_z . Por meio, das Figuras 4.31a, 4.31b e 4.31c foi verificado que a trajetória TUC apresentou maior intensidade em relação a trajetória TPC Figuras 4.31b, 4.31d e 4.31f. Tal fato, pode ser explicado pela maior taxa de remoção de material ao utilizar a trajetória TUC. Além disso, foi verificado diferença de intensidade entre os picos correspondes às duas aresta de corte da microfresa. Sendo este comportamento relacionado ao batimento radial da microfresa e pela análise dos gráficos da Figura 4.31 verificou-se também a presença de frequências não harmônicas da frequência de 666,66 Hz que indica uma possível deflexão da microfresa. Os resultados da análise da transformada PSD indicam que as componentes da força de usinagem são sensíveis ao batimento radial, deflexão, trajetória de usinagem, razão f_z/ρ e a_p e que nenhum desses fatores podem ser negligenciados no microfresamento.

Figura 4.32 – Transformada PSD para a direção F_z para as trajetórias TUC e TPC com microfresa com ϕ 500 μm e a_p = 600 μm . (a) Trajetória TUC e f_z/ρ = 0,42. (b) Trajetória TPC e f_z/ρ = 0,42. (c) Trajetória TUC e f_z/ρ = 2,32. (d) Trajetória TPC e f_z/ρ = 2,32. (e) Trajetória TUC e f_z/ρ = 4,21. (f) Trajetória TPC e f_z/ρ = 4,21.

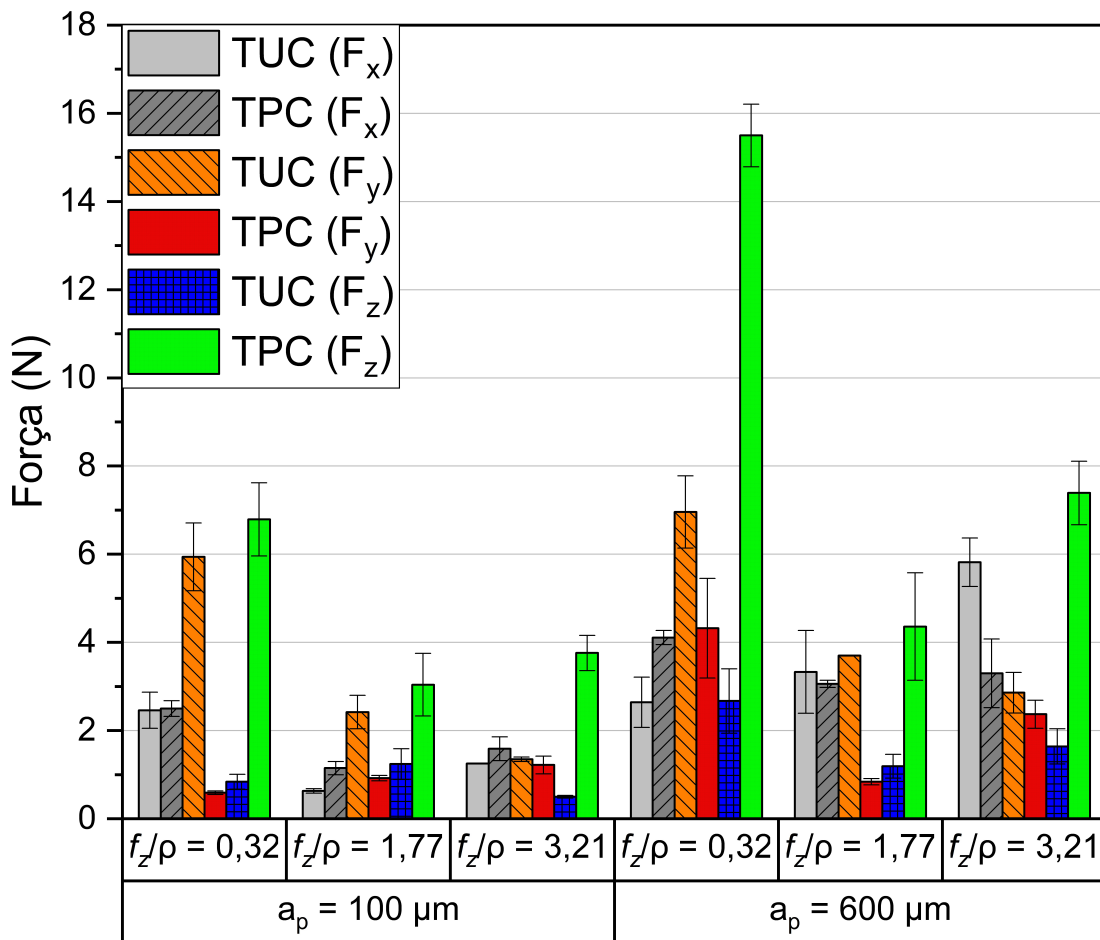


Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

4.5.3 Avaliação da força de microfresamento quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com diâmetro de 800 μm

A Figura 4.33 apresenta os valores de força para as componentes da força de usinagem no microfresamento do TC4, utilizando as trajetórias TUC e TPC, quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com ϕ 800 μm . A força máxima obtida foi de aproximadamente 16N na direção F_z e trajetória TPC.

Figura 4.33 – Direções F_x , F_y e F_z da força de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com ϕ 800 μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Na Figura 4.33, foi possível observar que não houve diferença na intensidade da força na direção F_x ao utilizar a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Em relação à direção F_y , verificou-se que a trajetória TUC apresentou uma força de 6N, enquanto a trajetória TPC apresentou uma intensidade de força equivalente a 1N. Esse comportamento indica que a trajetória TUC exerceu maior esforço para remover o material da peça na forma de cavaco. Ao examinar a direção F_z , verificou-se que a trajetória TUC apresentou uma intensidade de força igual a 1N e a trajetória TPC apresentou uma intensidade equivalente a 7N. Para essa condição analisada, verificou-se que a trajetória TPC pode ter ocorrido com maior ocorrência do mecanismo de sulcamento em

relação à trajetória TUC. Esse fato pode ter ocorrido devido à menor espessura de corte quando a trajetória TPC foi utilizada.

A Figura 4.34 apresenta as imagens de MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. A Figura 4.34a apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TUC, Figura 4.34b mostra a superfície de saída da microfresa para a trajetória TUC. A Figura 4.34c apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TPC e a Figura 4.34f apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TPC.

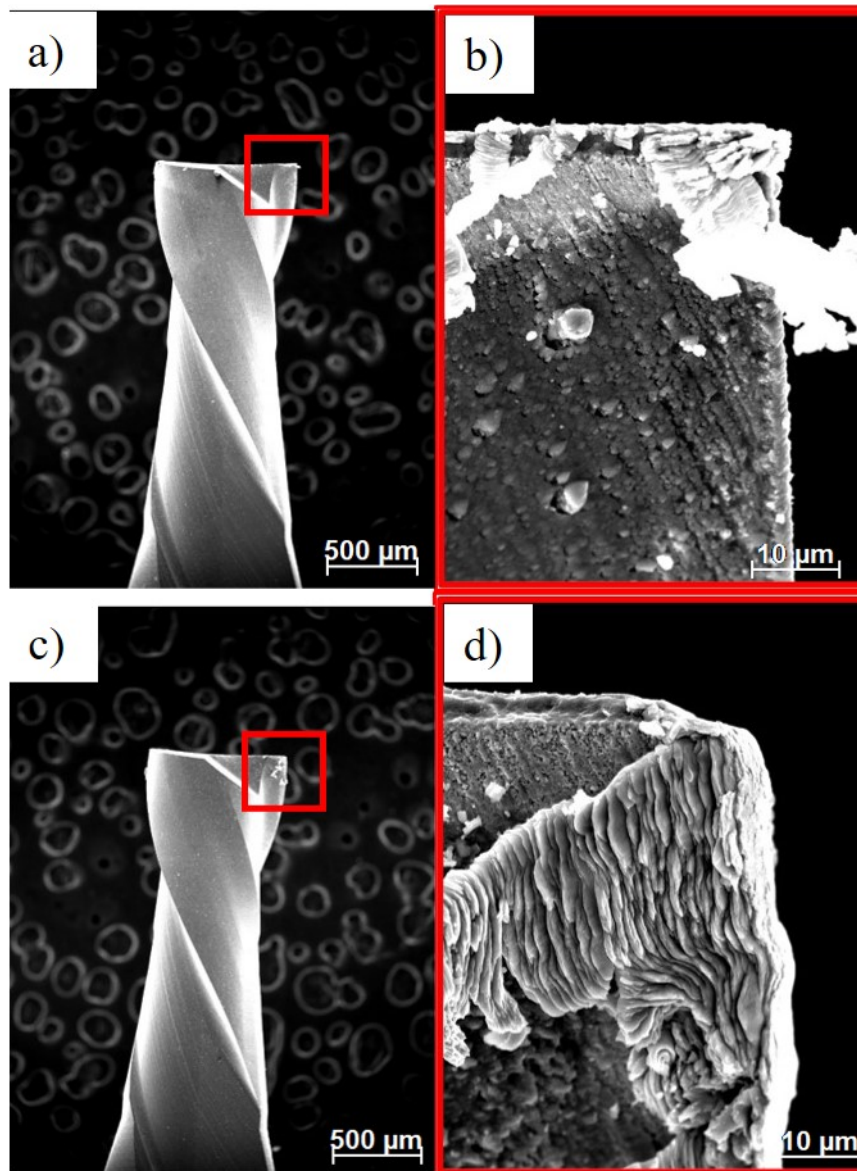
Realizando uma análise qualitativa da Figura 4.34 nota-se que a superfície de saída da microfresa apresentou material aderido. Este fato, pode ser explicado pela afinidade química entre o TC4 e o material da microfresa. Isso ocorre devido à adesão de cavacos na superfície da ferramenta de corte, o que afeta os resultados da força de microfresamento e tem um efeito negativo na qualidade superficial da peça. Ao analisar as Figuras 4.34a e 4.34b observa-se menor quantidade de material depositado na superfície da microfresa utilizada no ensaio com a trajetória TUC em relação a microfresa utilizada no ensaio com a trajetória TPC (Figura 4.34c e 4.34d). A maior quantidade de material na superfície de saída da microfresa utilizada no ensaio com a trajetória TPC pode ser um indicativo da maior presença do mecanismo de sulcamento. Este fato, corresponde com o gráfico apresentado na Figura 4.33 onde foi verificado maior intensidade para a direção F_z quando empregado trajetória TPC e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

Ao analisar a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$ observa-se pela Figura 4.33 que a direção F_x apresentou menor intensidade para a trajetória TUC em relação a trajetória TPC. Tal comportamento, pode ser um indicativo da deflexão da microfresa. A direção F_y apresentou maior intensidade para a trajetória TUC quando comparado com a trajetória TPC. Este comportamento pode ser justificado pela maior taxa de remoção de material para a trajetória TUC. Para a direção F_z verificou-se menor intensidade para a trajetória TUC em relação a trajetória TPC. Novamente, tal fato pode ser explicado pela menor espessura de corte quando utilizado a trajetória TPC que pode ocasionar o mecanismo de sulcamento.

A análise crítica dos resultados revela a presença de material aderido na superfície da microfresa após os ensaios de microfresamento, o que pode afetar a qualidade da usinagem. Além disso, as comparações entre as trajetórias TUC e TPC em diferentes condições evidenciam as diferenças nos mecanismos de corte e nas intensidades das forças de corte. Esse fenômeno de adesão de cavacos na superfície da microfresa pode afetar os resultados de força de corte de várias maneiras. Primeiramente, a adesão de cavacos pode levar ao aumento do atrito entre o cavaco e a microfresa, resultando em maiores forças de corte. Isso ocorre porque a presença do material aderido cria uma resistência adicional ao movimento do cavaco ao longo da aresta de corte. No contexto específico do microfresamento do material TC4, a adesão de cavacos na superfície da ferramenta pode ter contribuído para a variação nos resultados de força de corte

entre as trajetórias TUC e TPC. A maior quantidade de material depositado na superfície de saída da microfresa para a trajetória TPC pode indicar a presença de um mecanismo de sulcamento mais pronunciado.

Figura 4.34 – MEV da microfresa com ϕ 800 μm após os ensaios de microfresamento empregando a relação $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) Material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) Material aderido na superfície de saída da microfresa.

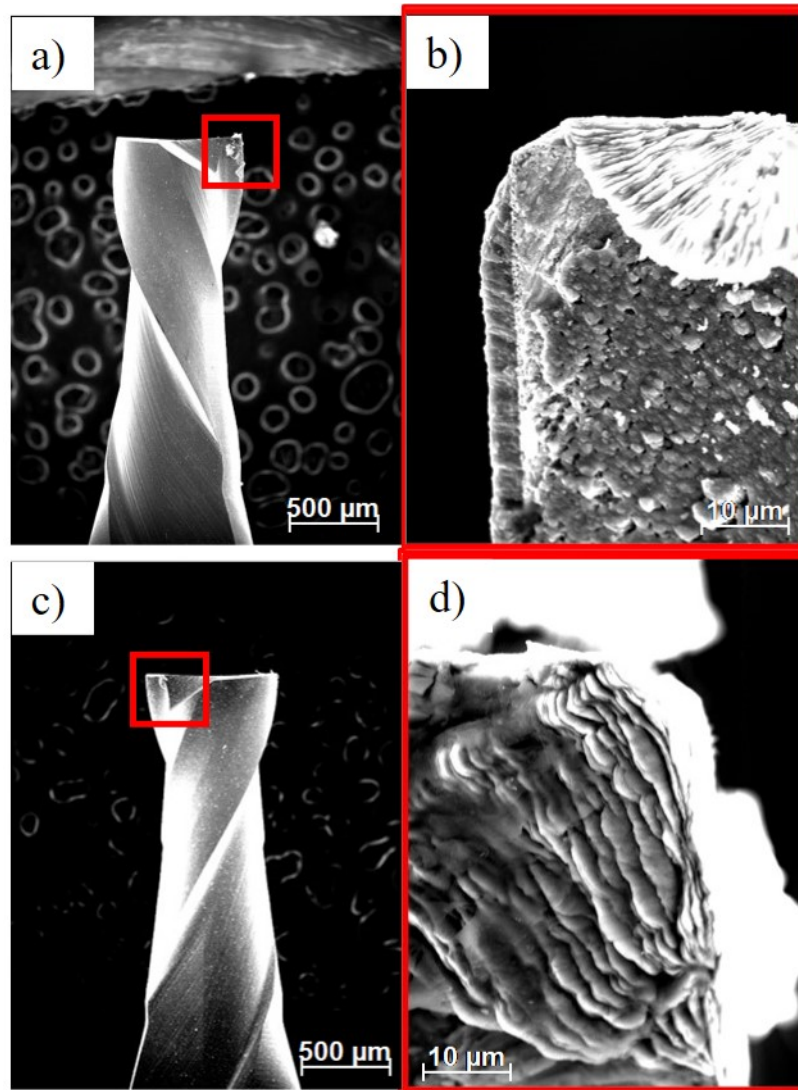


Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

A Figura 4.35 apresenta as imagens de MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. A Figura 4.35a apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TUC, a Figura 4.35b apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TUC. A Figura 4.35c apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para

a trajetória TPC e a Figura 4.35d apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TPC.

Figura 4.35 – MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento com a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Observou - se na Figura 4.35 que a microfresa utilizada no ensaio com trajetória TUC (Figura 4.35a e 4.35b) apresentou menor quantidade de material acumulado na superfície de saída em relação a microfresa utilizada no ensaio com trajetória TPC (Figura 4.35c e 4.35d). A presença de maior quantidade de material na superfície de saída microfresa pode acarretar no aumento da força na direção F_z , conforme apresentado no gráfico da Figura 4.33.

No gráfico da Figura 4.33 quando comparado as componentes da força de microfresamento para a razão $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$ verificou-se que a direção F_x não apresentou diferença significativa quando empregado as trajetórias TUC e TPC. A direção F_y também não

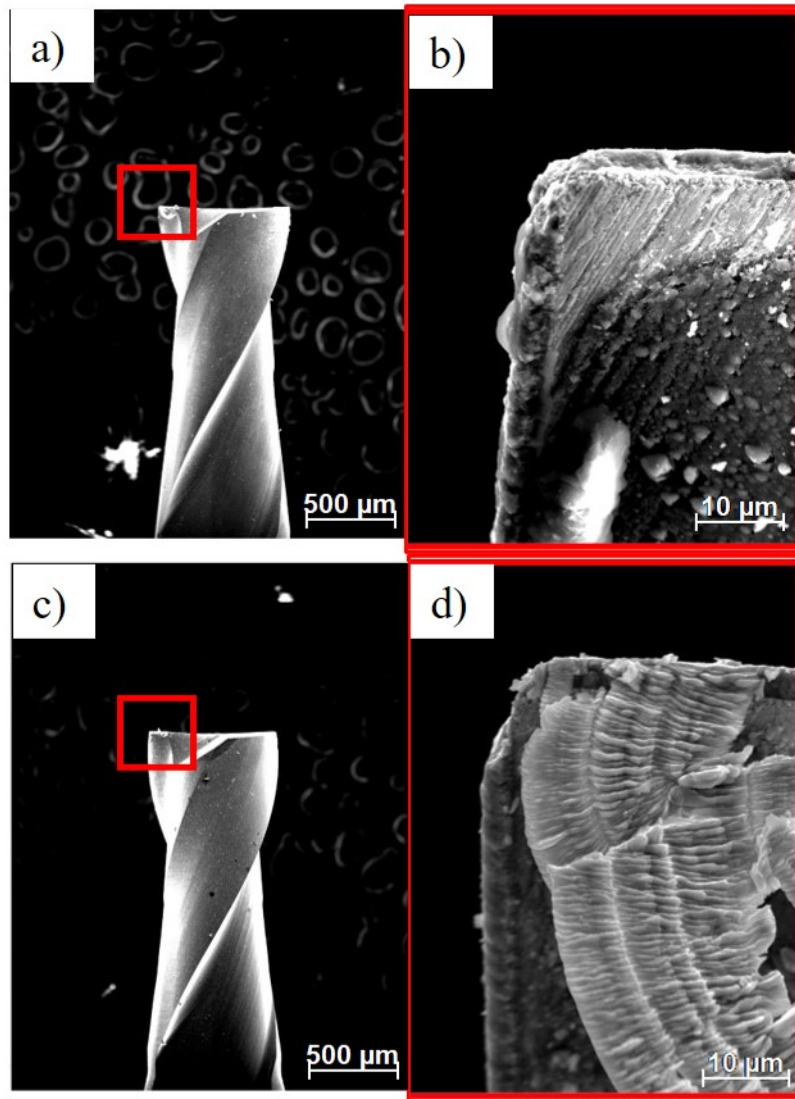
apresentou diferença significativa quando empregado as trajetórias TUC e TPC. Para direção F_z foi verificado menor intensidade para a trajetória TUC quando comparado com a trajetória TPC. Tal comportamento, pode ser justificado pelo mecanismo de sulcamento de material provocado pela menor espessura de corte quando empregado a trajetória TPC e pelo acúmulo de material na superfície de saída da microfresa que pode alterar o raio de aresta alterar a espessura crítica de corte.

A Figura 4.36 apresenta as imagens de MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a razão $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. A Figura 4.36a apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TUC, a Figura 4.36b apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TUC. A Figura 4.36c apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TPC e a Figura 4.36d apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TPC.

Assim como as condições anteriores analisadas foi verificado menor quantidade de material acumulado na superfície de saída da microfresa utilizada no ensaio com trajetória TUC (Figura 4.36a e 4.36b) quando comparado com a microfresa utilizada nos ensaio de microfresamento com trajetória TPC (Figura 4.36c e 4.36d). O acúmulo de material na microfresa pode alterar o raio de aresta e conseqüentemente a espessura crítica de corte e aumentar a componente da força na direção F_z . O gráfico apresentado na Figura 4.33 ilustra a maior intensidade na direção F_z em relação as direções F_x e F_y quando utilizado a razão $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

Para a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ observou - se para a direção F_x que a trajetória TUC apresentou menor intensidade de força em relação a trajetória TPC. A direção F_y apresentou maior intensidade para a trajetória TUC em relação a trajetória TPC. Para a direção F_z foi verificado menor intensidade para a trajetória TUC em comparação com a trajetória TPC. Quando comparado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e a $a_p = 100 \mu\text{m}$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ foi verificado comportamento similar entre as direções da força de microfresamento. Porém, quando os ensaios foram conduzidos com $a_p = 600 \mu\text{m}$ verificou-se maior intensidade devido ao maior volume de material removido.

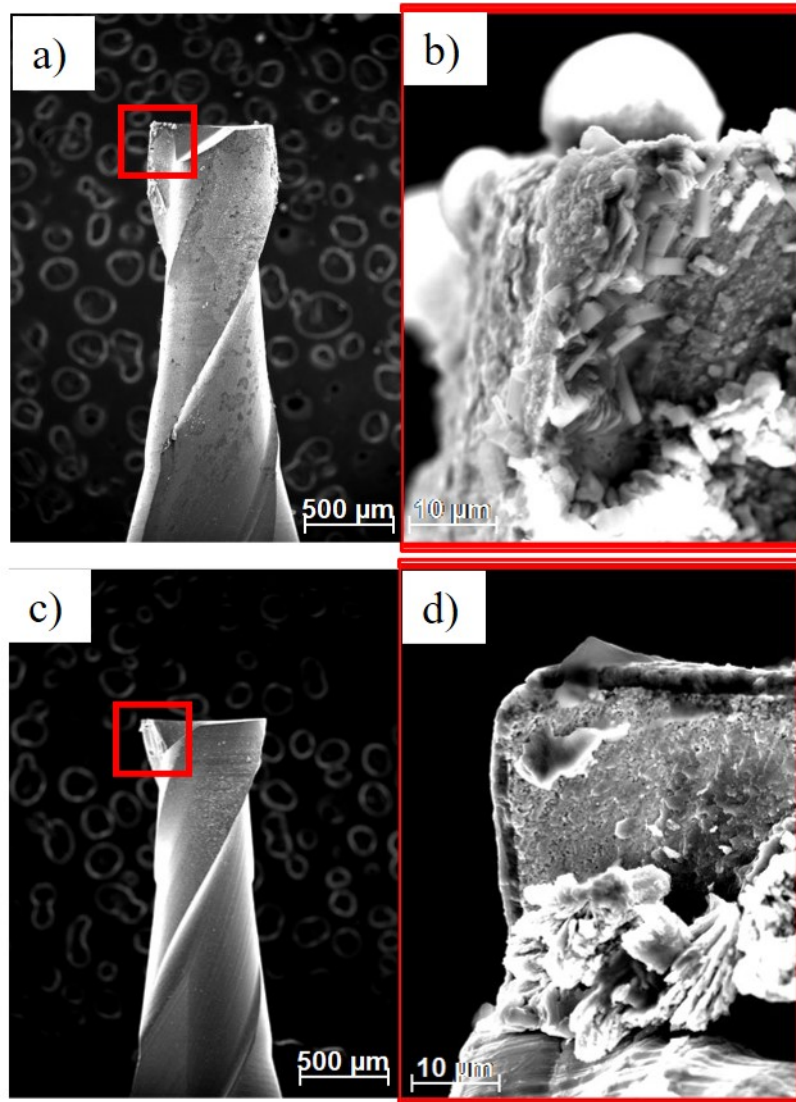
Figura 4.36 – MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento quando os ensaios foram conduzidos com a razão $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

A Figura 4.37 apresenta as imagens de MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. A Figura 4.37a apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TUC, a Figura 4.37b apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TUC. A Figura 4.37c apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TPC e a Figura 4.37d apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TPC.

Figura 4.37 – MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento empregando a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

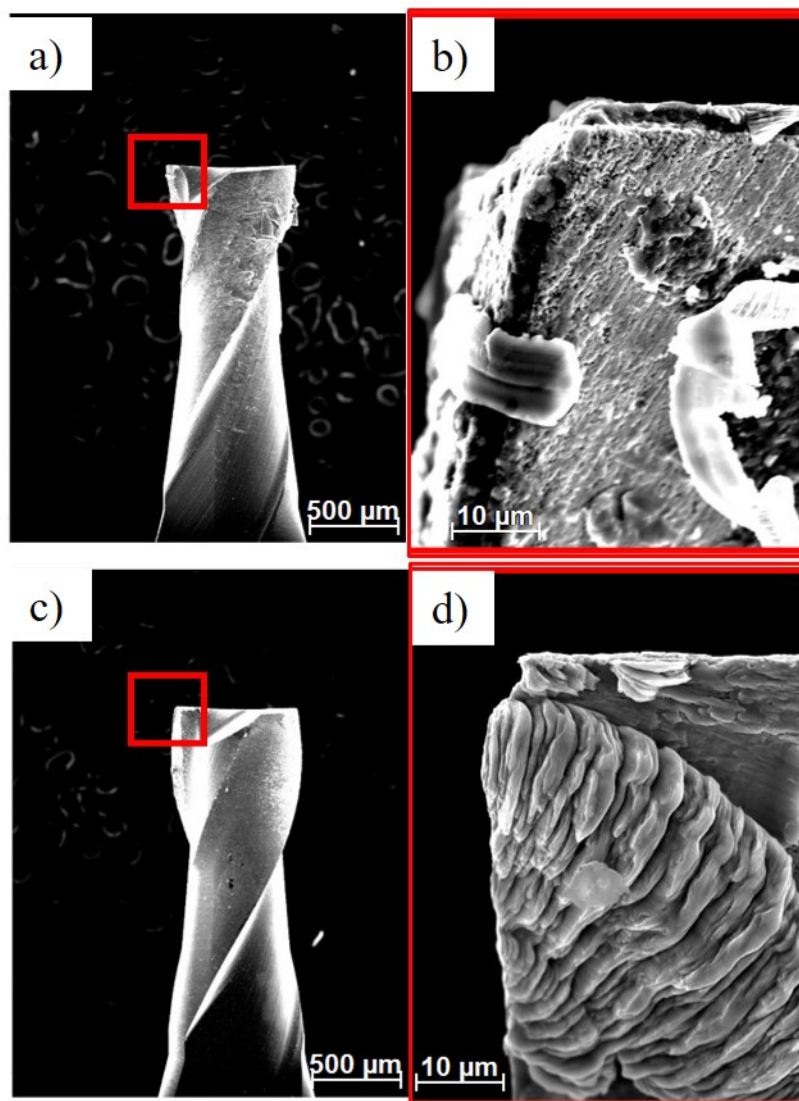
Quando analisado a condição de usinagem $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ constatou-se que a direção F_x não apresentou diferença quando empregado as trajetórias TUC e TPC. Para a direção F_y verificou que a trajetória TUC apresentou maior intensidade de força em relação a trajetória TPC e a direção F_z apresentou menor intensidade para a trajetória TUC em relação TPC.

A Figura 4.38 dispõe imagens de MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC quando utilizado a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. A Figura 4.38a apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TUC e a Figura 4.38b apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória TUC. A Figura 4.38c apresenta a imagem de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TPC e a Figura 4.38d apresenta a superfície de saída da microfresa para a trajetória

TPC.

Partindo-se da Figura 4.38a até a 4.38d, observa-se que a trajetória TPC apresentou maior quantidade de material acumulado na aresta de corte da microfresa. Esse material residual na aresta de corte pode ter ocorrido devido ao mecanismo de sulcamento, já que a trajetória TPC apresenta menor espessura de corte em relação à trajetória TUC, o que pode contribuir para o acúmulo de material na microfresa.

Figura 4.38 – MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa.



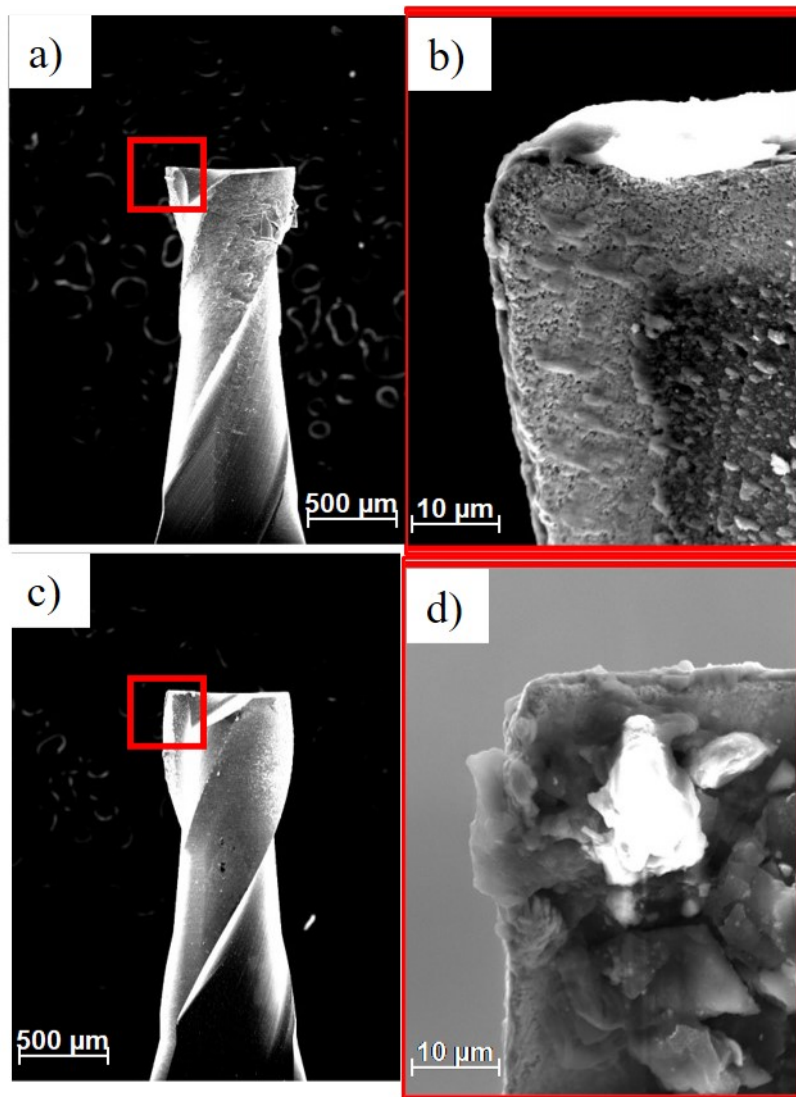
Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Quando analisada a condição de usinagem $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, constatou-se que, para a direção F_x , a trajetória TUC apresentou maior intensidade de força em relação à trajetória TPC. Para a direção F_y não foi constatado diferença na intensidade de força ao empregar as

trajetórias TUC e TPC, e a direção F_z apresentou menor intensidade para a trajetória TUC em relação à TPC.

Na Figura 4.39, é possível observar as imagens obtidas por MEV da microfresa após a realização dos ensaios de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC, utilizando a razão $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. As Figuras 4.39a e 4.39b correspondem, respectivamente, as imagens de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TUC. Já as Figuras 4.39c e 4.39d correspondem, respectivamente, as imagens de MEV da microfresa após o ensaio de microfresamento para a trajetória TPC.

Figura 4.39 – MEV da microfresa após os ensaios de microfresamento para a razão $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (a) MEV da microfresa para a trajetória TUC. (b) material aderido na superfície de saída da microfresa. (c) MEV da microfresa para a trajetória TPC. (d) material aderido na superfície de saída da microfresa.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Ao observar as imagens da Figura 4.39a até 4.39d, foi possível constatar que a trajetória TPC resultou em um acúmulo maior de material na aresta de corte da microfresa em comparação

com a trajetória TUC. Assim como as demais condições analisadas, esse acúmulo de material na aresta de corte pode ter ocorrido devido ao mecanismo de sulcamento, uma vez que a trajetória TPC apresenta menor espessura de corte em relação à trajetória TUC, o que pode contribuir para o acúmulo de material na microfresa. Esse fenômeno pode ser prejudicial para a qualidade da superfície usinada, comprometendo as características dimensionais e geométricas da peça. O material residual na microfresa altera a espessura de corte e pode mudar o modo de remoção de material de cisalhamento para sulcamento. O titânio puro e suas ligas apresentam baixo módulo de elasticidade quando comparado com outras ligas o que favorece o acúmulo de material na aresta de corte da microfresa (MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2011b).

Para a microfresa com ϕ 800 μm também foi analisado a intensidade das direções F_y , F_x e F_z no domínio da frequência. Foi observado resultado similar aos encontrados quando utilizou-se a microfresa com ϕ 500 μm . Onde, foi observado diferença de intensidade entre as aresta de corte da microfresa que indica a formação de cavaco de forma irregular entre as arestas de corte da microfresa. Fato atribuído, a batimento radial da microfresa devido aos erros de montagem, erros geométricos da microfresa ou do eixo-árvore do centro de usinagem. Tais resultados podem ser conferidos no apêndice A.

4.5.4 Avaliação das componentes da força de usinagem para o microfresamento com microfresa com diâmetros de 500 e 800 μm

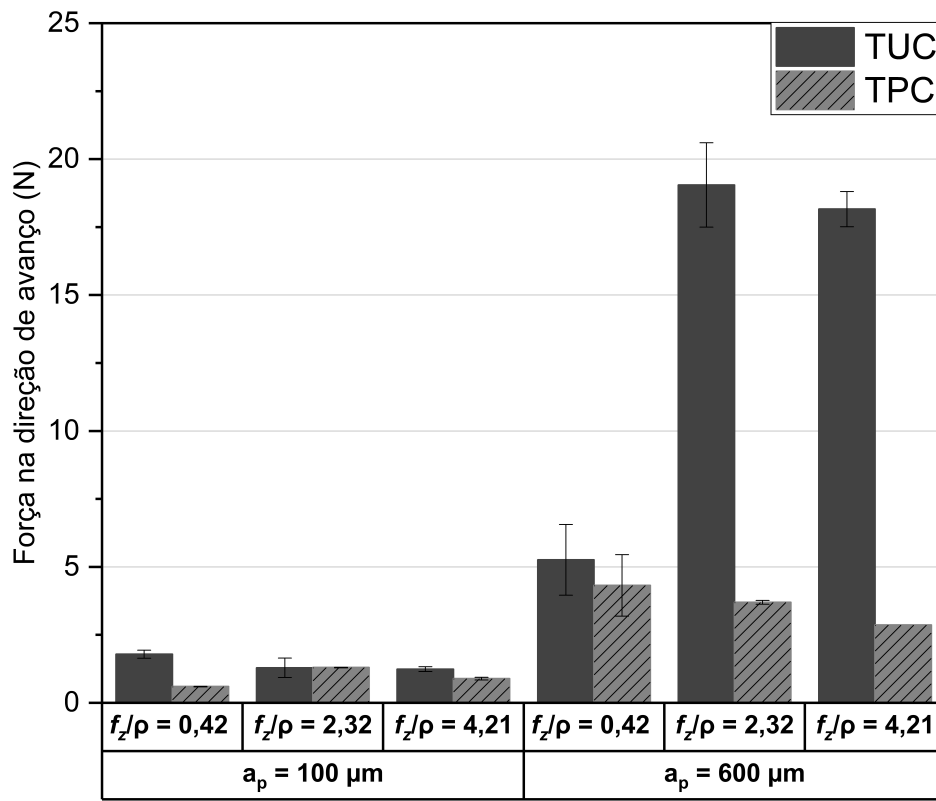
4.5.4.1 Força na direção F_y

A Figura 4.40 apresenta os resultados das forças na direção da F_y para as microfresas com ϕ 500 μm em função da razão f_z/ρ , a_p e das trajetórias TUC e TPC.

Observando a Figura 4.40, nota-se que o resultado para a razão $f_z/\rho = 0,42$, $a_p = 100$ μm e trajetória TPC, reduziram a F_y em aproximadamente 36% em relação a trajetória TUC para os mesmos parâmetros de usinagem. Comparando as trajetórias TPC e TUC para a razão $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600$ μm observa-se que a magnitude da F_y foi menor em aproximadamente 17% quando se utilizou a trajetória TPC.

Na Figura 4.40 nota-se que não houve diferença significativa na intensidade da F_y para as trajetórias TUC e TPC quando se empregou a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100$ μm . Este fato, pode ser considerado um caso isolado e pode ter ocorrido devido aos erros de *set-up* da microfresa, deflexão da microfresa ou batimento radial. Já para a razão $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600$ μm a trajetória TPC reduziu a intensidade da F_y em aproximadamente 80% em relação a trajetória TUC. Este fato, foi provocado pela fratura da microfresa ao longo do microfresamento dos canais. A quebra da microfresa sugere que trabalhar com $a_p = 600$ μm torna-se inviável para esta condição.

Figura 4.40 – Força na direção da F_y para as trajetórias TUC e TPC para as microfresas com ϕ 500 μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Ainda na Figura 4.40, o $f_z/\rho = 4,21$ considerando a trajetória TPC reduziu a F_x em aproximadamente 28% em relação a trajetória TUC quando se empregou a $a_p = 100 \mu\text{m}$. Para a razão $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, a trajetória TPC reduziu a magnitude da F_y em 84% em relação a trajetória TUC. A diferença de 84% entre as trajetórias TUC e TPC para a condição com $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, pode ser justificado pela fratura da microfresa quando submetida a trajetória TUC.

Na Figura 4.40 nota-se que não houve diferença significativa na intensidade da F_y para as trajetórias TUC e TPC quando se empregou a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Este fato, pode ser considerado um caso isolado e pode ter ocorrido devido aos erros de referenciamento da microfresa, deflexão da ferramenta ou batimento radial. Já para a razão $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ a trajetória TPC reduziu a intensidade da F_y em aproximadamente 80% em relação a trajetória TUC. Este fato, foi provocado pela fratura da microfresa ao longo do microfresamento dos canais. A quebra da microfresa sugere que trabalhar com $a_p = 600 \mu\text{m}$ torna-se inviável para esta condição.

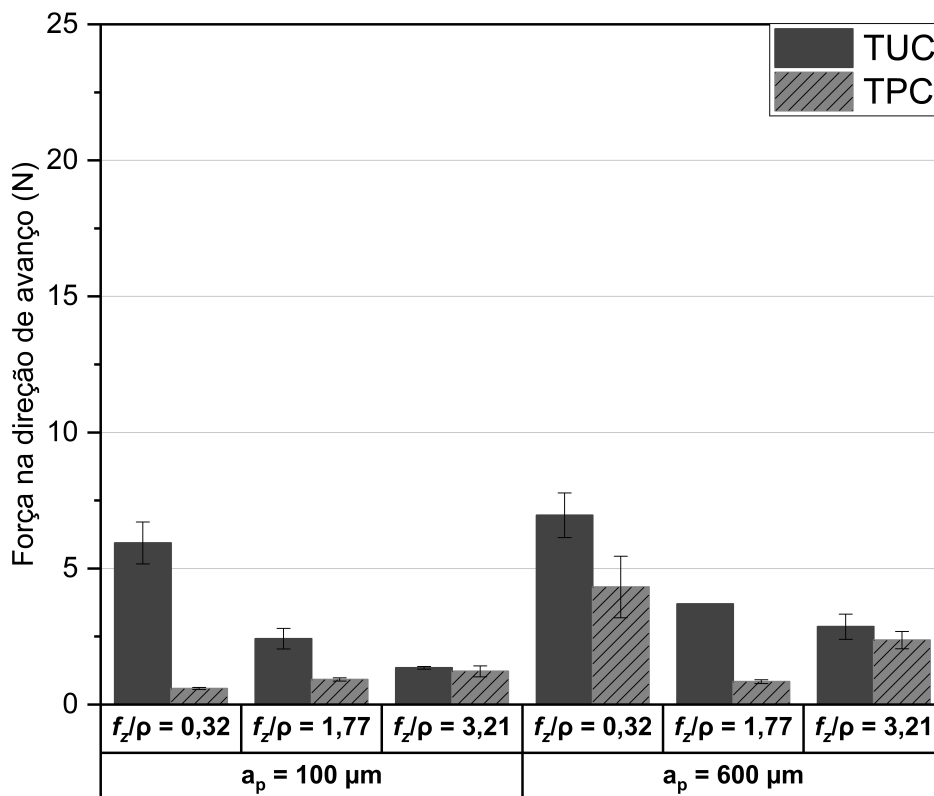
Ainda na Figura 4.40, a razão $f_z/\rho = 4,21$ e trajetória TPC reduziu a F_y em aproximadamente 28% em relação a trajetória TUC quando se empregou $a_p = 100 \mu\text{m}$. Para o $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, a trajetória TPC reduziu a magnitude da F_y em 84% em relação a TUC. A diferença de 84% entre as trajetórias TUC e TPC para a condição com $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, pode ser

justificado pela fratura da microfresa quando submetida a trajetória TUC.

Por meio da Figura 4.40, identifica-se que a alteração da trajetória possui influência sobre a F_y durante a operação de microfresamento. Este fato, pode ser atribuído ao menor ângulo de contato da microfresa com a peça, quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC. Shixiong *et al.* (2016) realizaram trabalho semelhante no mesofresamento e também constataram que a magnitude da força de usinagem é dependente do ângulo de contato entre a ferramenta e a peça. Outro aspecto importante é a influência da a_p sobre a F_y , pois em todas as condições avaliadas a elevação da a_p , de 100 para 600 μm , provocou o aumento da F_y . Tal aspecto se justifica, pois, um volume maior de material foi removido, causando a elevação da F_y necessária para remover o material na forma de cavaco.

Na Figura 4.41, apresenta-se uma comparação da F_y obtidas nos ensaios de microfresamento, para a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. De um modo geral, observa-se um comportamento similar em relação a Figura 4.40, sendo a trajetória TUC, apresentado as maiores F_y em relação a trajetória TPC. Com exceção das condições onde foi verificado a fratura da microfresa na Figura 4.40, pode inferir que, as microfresas com $\phi 800 \mu\text{m}$, apresentaram maior magnitude da F_y em relação as microfresas com $\phi 500 \mu\text{m}$ e isso deve-se ao maior volume de remoção de material quando se empregou a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$ durante o ensaio de microfresamento.

Figura 4.41 – Força na direção F_y para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Ao observar a Figura 4.41, verifica-se que, quando se empregou a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$, a trajetória TPC reduziu a intensidade da F_y em aproximadamente 89% em relação a trajetória TUC. Comportamento similar foi observado para a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ onde, a trajetória TPC diminuiu a F_y em aproximadamente 37% em relação a trajetória TUC.

Para as condições com a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$ apresentados na Figura 4.41 nota-se que, a trajetória TPC reduziu em aproximadamente 61% a intensidade da F_x em relação a trajetória TUC. Já para a condição com razão $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ foi constatado que a trajetória TPC diminuiu em aproximadamente 77% a intensidade da F_x em relação a trajetória TUC.

Finalmente na Figura 4.41 quando se empregou a razão $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$ não ocorreu uma variação significativa da F_y entre as trajetórias. Sendo que, um comportamento similar foi observado quando se empregou a razão $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Como já mencionado, esta similaridade entre os valores da F_y pode ser justificada pela variação nos valores de a_p obtidos durante a etapa de referenciamento da microfresa com a peça.

De modo geral, observa-se por meio da Figura 4.41, que quando se empregou a razão $f_z/\rho = 0,32$, maior foi a F_y para remover o material na forma de cavaco. Uma hipótese para explicar este comportamento, está relacionada ao efeito da energia específica de corte, a qual tende-se elevar com diminuição da espessura do cavaco. Esse resultado mostra-se relevante, pois é um indicativo da predominância do mecanismo de sulcamento sobre o mecanismo de cisalhamento do material na operação de microfresamento. Em contrapartida, a elevação da relação f_z/ρ proporcionou o aumento da espessura do cavaco e a diminuição da F_y , fato esse associado a maior predominância do mecanismo de cisalhamento sobre o de sulcamento. Pressupõe-se ainda que a a_p também foi um parâmetro influente, pois com sua elevação, foi verificada quando aumentou a F_y .

Nas Figuras 4.40 e 4.41, percebe-se por meio da F_y , que a trajetória TPC foi viável para o microfresamento do TC4, uma vez que proporcionou a redução da F_y em relação a trajetória TUC. Tal fato, somado à ocorrência da fratura das microfresas com $\phi 500 \mu\text{m}$ nas condições com as razões $f_z/\rho = 2,32$ e $4,21$, $a_p = 600 \mu\text{m}$ e trajetória TUC fortalece a hipótese que o emprego da trajetória TPC no microfresamento, pode diminuir os esforços solicitantes na aresta de corte da microfresa.

4.5.4.2 Análise residual e Anova para a força na direção F_y

A seguir são apresentados os resultados da análise estatística realizada para os valores das forças na direção F_y obtidos durante o microfresamento do TC4. Para validar a análise, foi necessário verificar se a distribuição de probabilidade poderia ser aproximada pela distribuição normal, e para isso, aplicou-se o teste de Anderson-Darling. Esta estatística mede o quão bem os dados seguem uma distribuição em particular. Este teste foi realizado considerando-se as seguintes hipóteses:

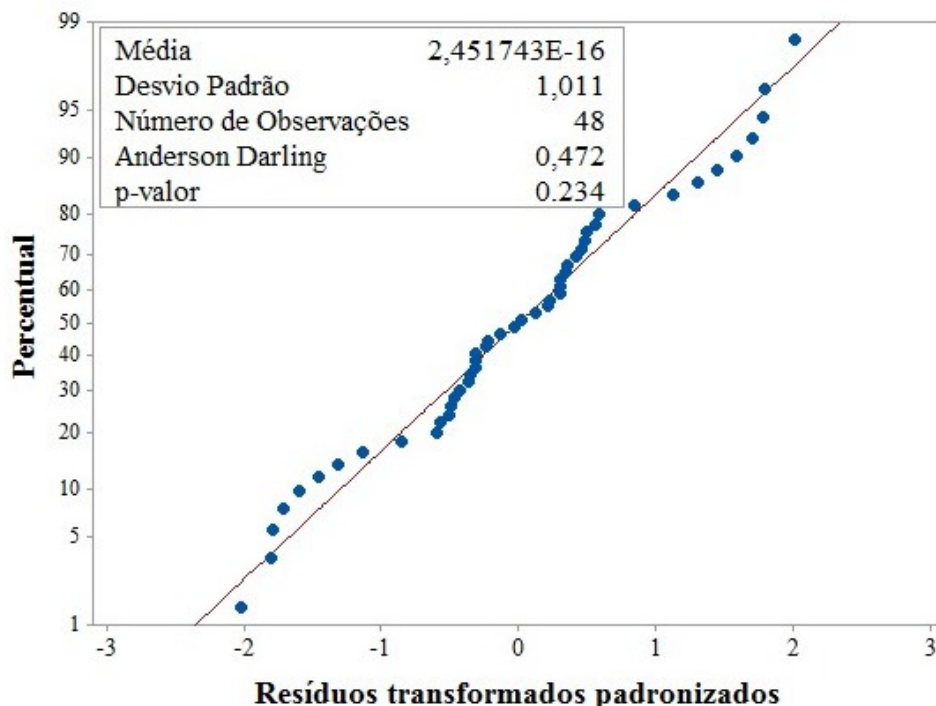
- hipótese nula: se os dados seguem uma distribuição específica;
- hipótese alternativa: se os dados não seguem uma distribuição específica.

Se o p-valor for menor que o nível de significância, rejeita-se a hipótese nula de que os dados seguem uma distribuição específica. Em primeira análise, a F_y não apresentou uma distribuição normal. Dessa maneira, recorreu-se a transformação de Box-Cox com um λ (lambda) estimado de 0,3809.

Em certos casos, quando não é possível satisfazer as pressuposições para análise de variância na própria escala observada, transformações têm sido feitas para uma escala mais apropriada com o objetivo de se conseguir homogeneidade de variâncias e uma distribuição aproximadamente normal. Sendo assim, a transformação Box-Cox é amplamente utilizada, pois permite identificar a melhor transformação, com base na utilização de um valor λ que maximize o estimador de máxima verossimilhança e minimize o resíduo (CHUNG; PEARN; YANG, 2007).

Após a transformação da resposta, avaliou-se a normalidade dos resíduos padronizados. A Figura 4.42 apresenta o gráfico de probabilidade normal dos resíduos para os dados da força na direção F_y . Foi possível observar que o p-valor é de 0,234, ou seja, acima do nível de significância de 0,05, aceitando-se a hipótese nula, de que os dados seguiram uma distribuição normal.

Figura 4.42 – Gráfico de probabilidade normal para a direção F_y .

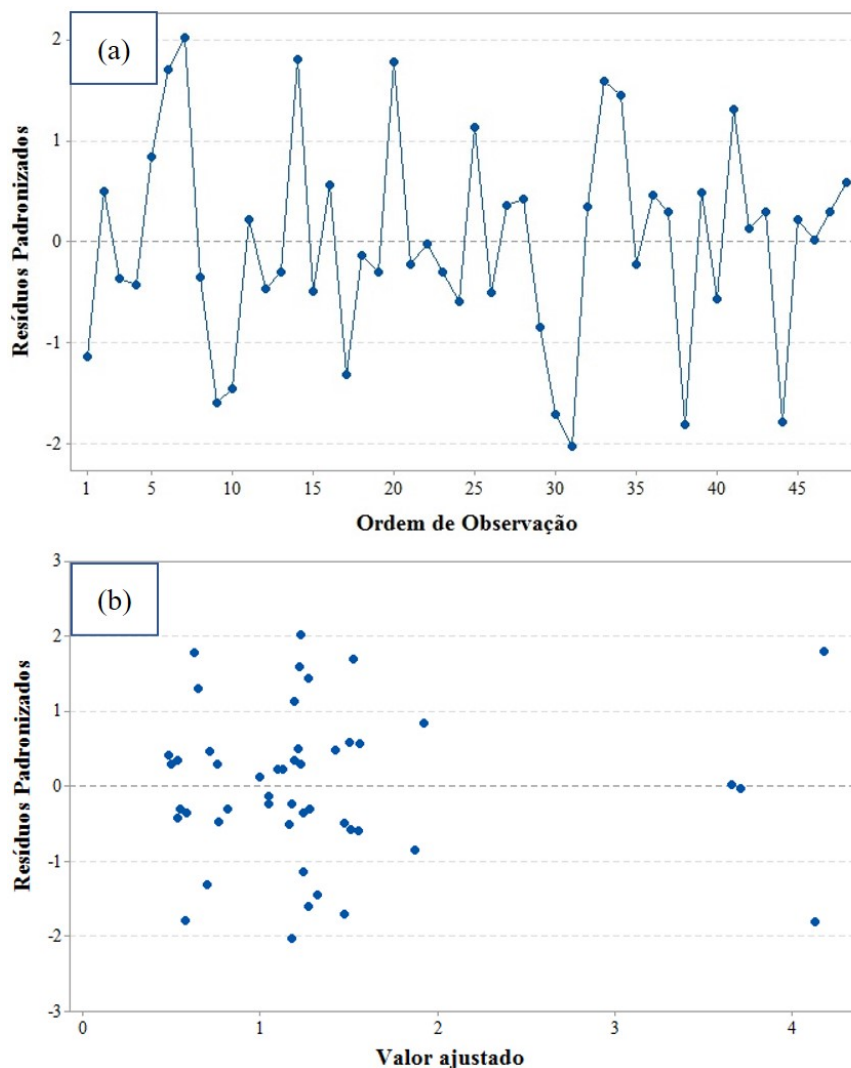


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Para a validação do modelo, realizou-se a análise residual para os dados da F_y . A Figura 4.43a detalha o gráfico de resíduos *versus* ordem. Em relação ao tempo, os resíduos mostraram-se independentes e não correlacionados. As variáveis analisadas não variaram com o tempo e não

exibiram um padrão óbvio, comprovando a suposição de variância constante Neto, Scarminio e Bruns (2010). A Figura 4.43b detalha os resíduos padronizados *versus* ajustes. Observa-se que dos 48 pontos avaliados, 68% dos resíduos estão compreendidos entre os limites ± 1 e os demais entre os intervalos ± 2 , indicando que os resíduos do modelo para a F_y atenderam a condição de distribuição normal com média zero e variância constante, conforme discutido por Hines *et al.* (2006). Portanto, a regressão gerada pela ANOVA pode ser confirmada. A ausência de pontos entre o intervalo 2 e 3 referente aos valores transformados para a F_y indicou ausência de dados amostrais.

Figura 4.43 – (a) Análise dos resíduos *versus* ordem. (b) Análise dos resíduos *versus* ajustes.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Tabela 4.1 apresenta os dados da ANOVA para a resposta transformada referente os dados da F_y . O nível de explicação do modelo para a variação da F_y foi de 99,06%. As diferenças entre os coeficientes R^2 e R^2 (aj.) foram próximos, o que indica que os fatores adicionados ao modelo foram suficientes, conforme indicado por Hines *et al.* (2006).

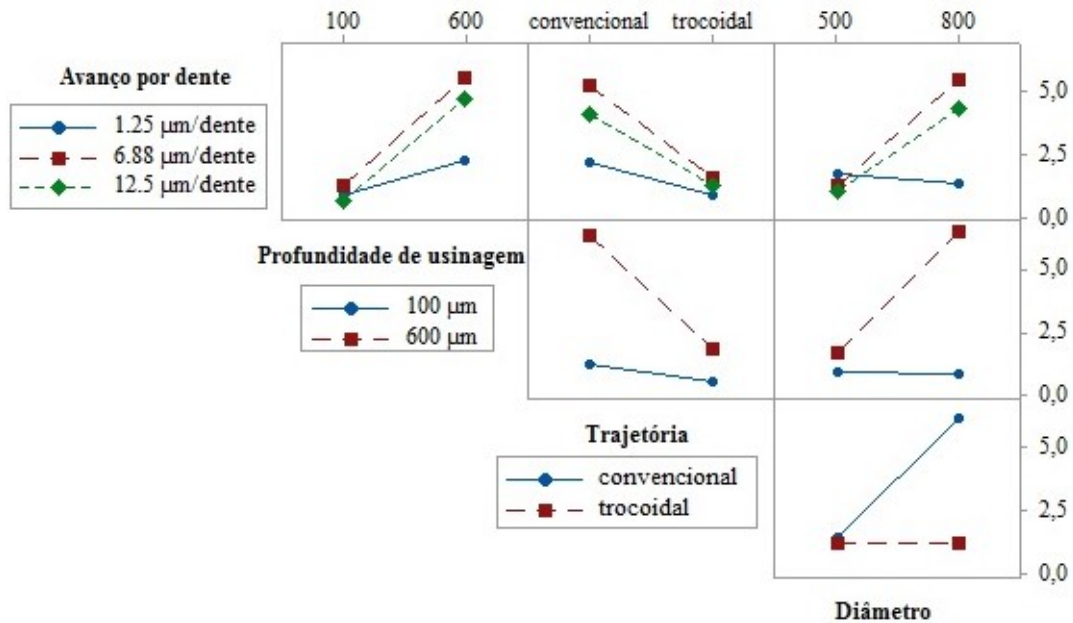
Tabela 4.1 – ANOVA para a resposta transformada dos dados da F_y (Box-Cox $\lambda = 0,3809$).

Fonte	p-valor	Contribuição (%)
f_z/ρ (A)	0,000	2,56
a_p (B)	0,000	24,09
Trajectoria (C)	0,000	11,65
Diâmetro (D)	0,000	8,19
A*B	0,000	1,68
A*C	0,951	0,00
A*D	0,000	6,34
B*C	0,000	1,28
B*D	0,000	9,36
C*D	0,000	9,29
A*B*C	0,000	1,57
A*B*D	0,000	6,77
A*C*D	0,000	7,00
B*C*D	0,000	4,60
A*B*C*D	0,000	4,59
Erro		1,03
Total		100
R^2		99,06
R^2 (aj.)		98,08
R^2 (pred)		95,91

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Observa-se que todos os fatores principais tem influência significativa sobre a resposta F_y (p-valor <0,05). Dessa forma, optou-se por indicar os fatores principais por ordem de contribuição. Por meio da Tabela 4.1, observa-se que a variação do parâmetro a_p obteve a maior contribuição (24,09%) seguido da variação do tipo de trajetória (11,65%), diâmetro (8,19%) e razão f_z/ρ (2,56%).

Por fim, a Figura 4.44 detalha o resultado das interações de maior ordem a partir dos efeitos significativos sobre a F_y . Observa-se que todos os parâmetros exercem influência sobre a F_y , ou seja, o aumento de um parâmetro de usinagem proporciona o aumento da F_y , tendo a trajetória TPC apresentado menor intensidade de F_y em relação a trajetória TUC.

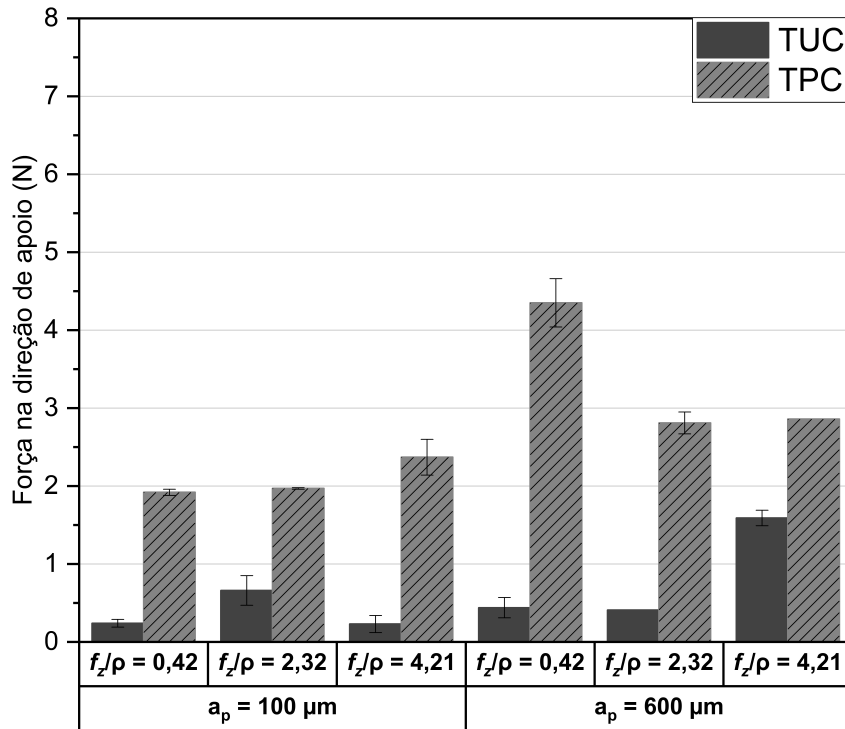
Figura 4.44 – Gráfico de interação da F_y a partir dos efeitos significativos.

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

4.5.5 Força na direção F_x

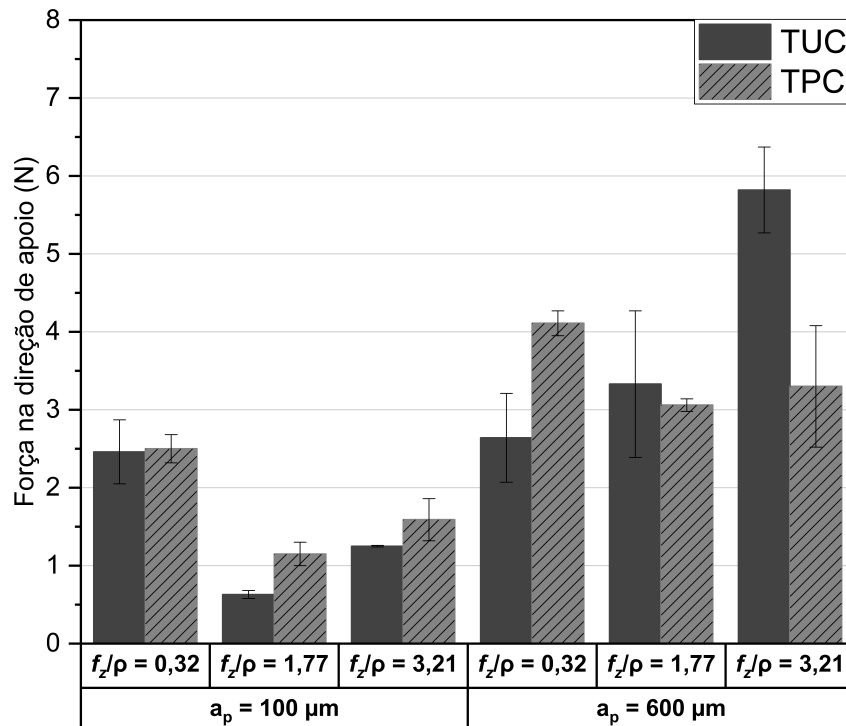
Os resultados das forças na direção F_x para as microfresas com $\phi 500 \mu\text{m}$, estão apresentadas na Figura 4.45. De modo geral, a trajetória TPC aumentou a F_x para todas as condições avaliadas. Na literatura foi relatado por Bao e Tansel (2000) e Huo *et al.* (2017) que esta direção da força de usinagem pode representar o batimento radial e a deflexão da ferramenta durante a remoção de cavaco.

Ao analisar a Figura 4.45, pode-se dizer que a trajetória TPC com a razão $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, apresentou uma F_x maior. Tal aspecto justifica, pois, a relação entre o f_z e ρ foi menor que 1 (espessura de corte menor que raio de aresta), cujo efeito pode ter proporcionado o aumento do mecanismo de sulcamento, causando a elevação da F_x . Já a $a_p = 600 \mu\text{m}$, elevou o volume de material removido. O aumento da a_p também provocou a diminuição da razão entre a penetração de trabalho (a_e) e a_p , causando o aumento dos esforços radiais da microfresa. A diminuição da razão entre a_e e a_p pode deixar a microfresa mais susceptível a esforços radiais que pode elevar a força de usinagem. Além disso, sob tais circunstâncias os sinais da F_x torna-se instável devido à contínua variação da espessura de corte durante o microfresamento.

Figura 4.45 – Força na direção F_x para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com $\phi 500\mu\text{m}$.

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.46 apresenta o efeito do f_z/ρ sobre as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com $\phi 800\mu\text{m}$. O maior valor de F_x foi obtido para a trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.

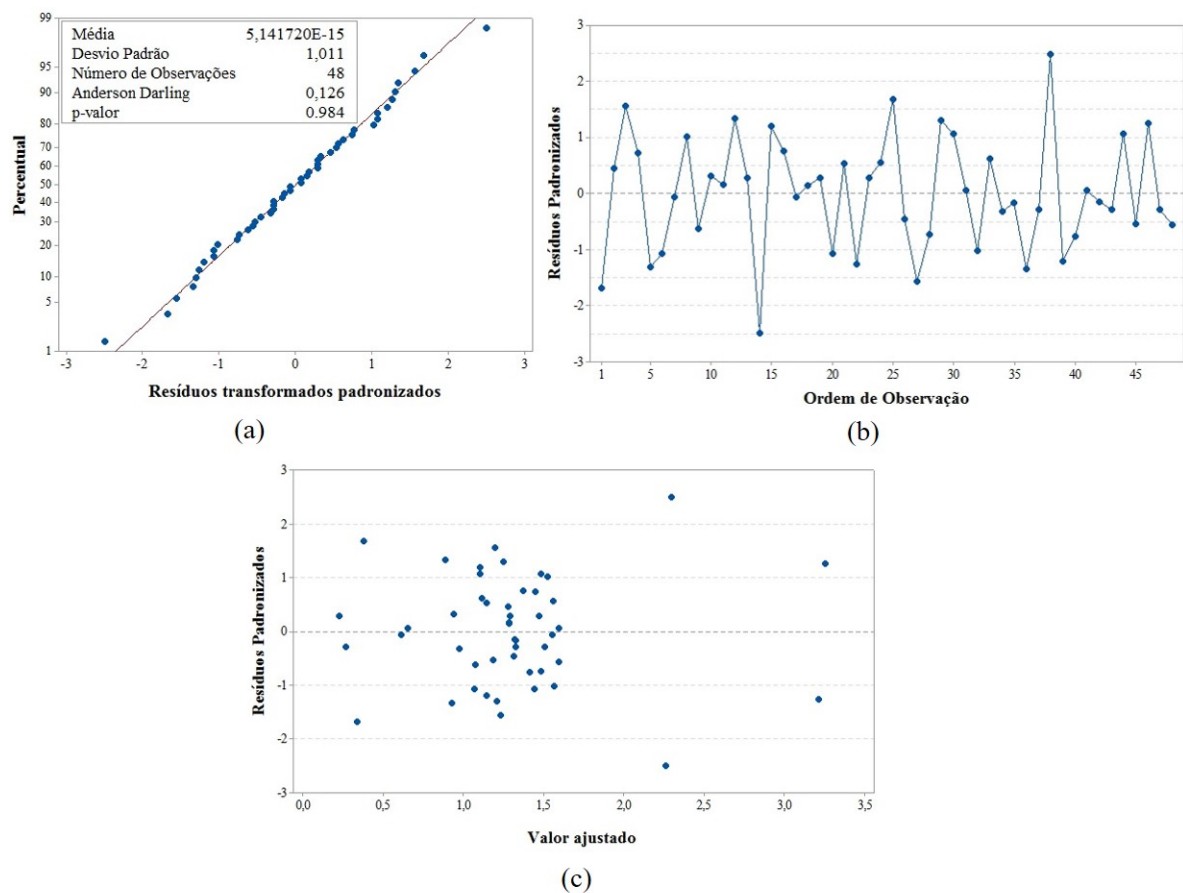
Figura 4.46 – Força na direção F_x para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa $\phi 800 \mu\text{m}$.

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

4.5.5.1 Análise residual e Anova para a força na direção F_x

A Figura 4.47 apresenta os resultados da análise estatística feita para os valores das forças na direção F_x . As análises de adequação do modelo foram conduzidas por meio dos resíduos obtidos a partir da transformada de Box-Cox. Seguindo as mesmas diretrizes estabelecidas anteriormente para a F_y , o p-valor encontrado para o teste de Anderson-Darling atesta que os resíduos seguem a distribuição normal. A amostra apresenta resíduos aleatórios e independentes com média zero e variância constante.

Figura 4.47 – (a) Gráfico de probabilidade normal para a F_x . (b) Resíduos *versus* ordem. (c) Resíduos *versus* ajuste.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

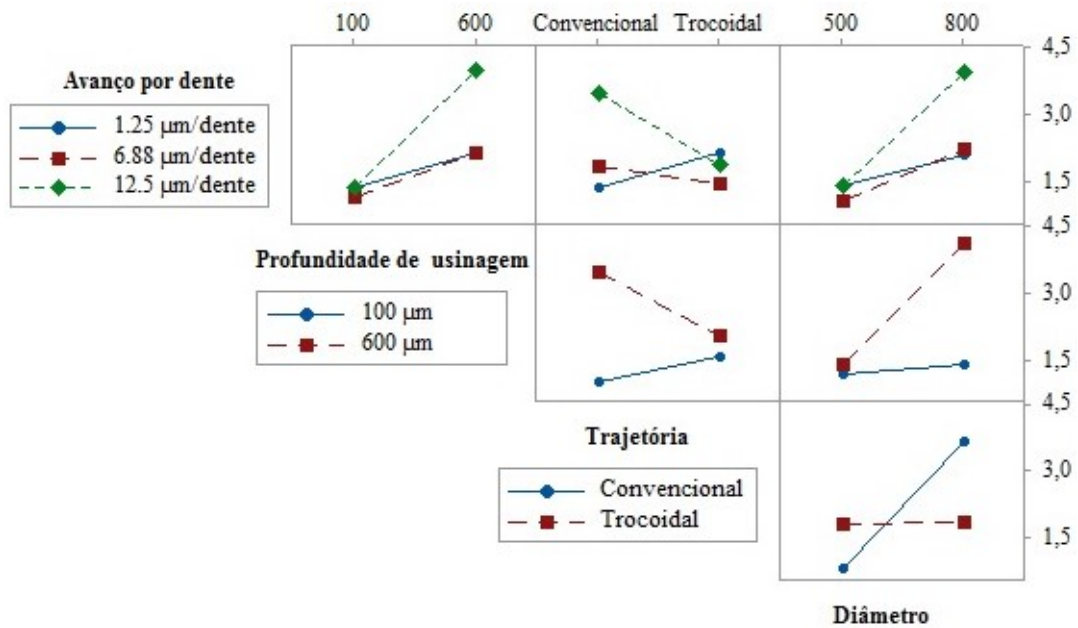
A Tabela 4.2 apresenta os dados da ANOVA para a resposta transformada da F_x . O nível de explicação do modelo para a variação da F_x foi de 98,62%. As diferenças entre os coeficientes R^2 e R^2 (aj.) foram próximos, o que indica que os fatores adicionados ao modelo são suficientes, conforme indicado por Walpole (2009). Os fatores principais tem influência significativa sobre a resposta F_x , tendo a variação do diâmetro da ferramenta com contribuição de 17,34%, seguido da $a_p = 13,19\%$, f_z/ρ de 5,02% e a trajetória de 0,28%.

Tabela 4.2 – ANOVA para a resposta transformada dos dados da F_x (Box-Cox $\lambda= 0,432$).

Fonte	p-valor	Contribuição (%)
f_z/ρ (A)	0,000	5,02
a_p (B)	0,000	13,19
Trajectoria (C)	0,000	0,28
Diâmetro (D)	0,000	17,34
A*B	0,000	3,21
A*C	0,000	4,25
A*D	0,001	1,20
B*C	0,000	4,46
B*D	0,000	8,02
C*D	0,000	17,76
A*B*C	0,000	3,43
A*B*D	0,000	12,77
A*C*D	0,000	2,91
B*C*D	0,000	1,71
A*B*C*D	0,000	2,97
Erro		1,49
Total		100
R^2		98,62
R^2 (aj.)		97,17
R^2 (pred)		93,97

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.48 detalha as interações a partir dos efeitos significativos para os dados da F_x . De acordo com o gráfico de interação, as maiores forças na direção F_x foram obtidas para trajetória TUC, $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$, $a_p = 600 \mu\text{m}$ e $\phi 800 \mu\text{m}$.

Figura 4.48 – Gráfico de interação da F_x a partir dos efeitos significativos.

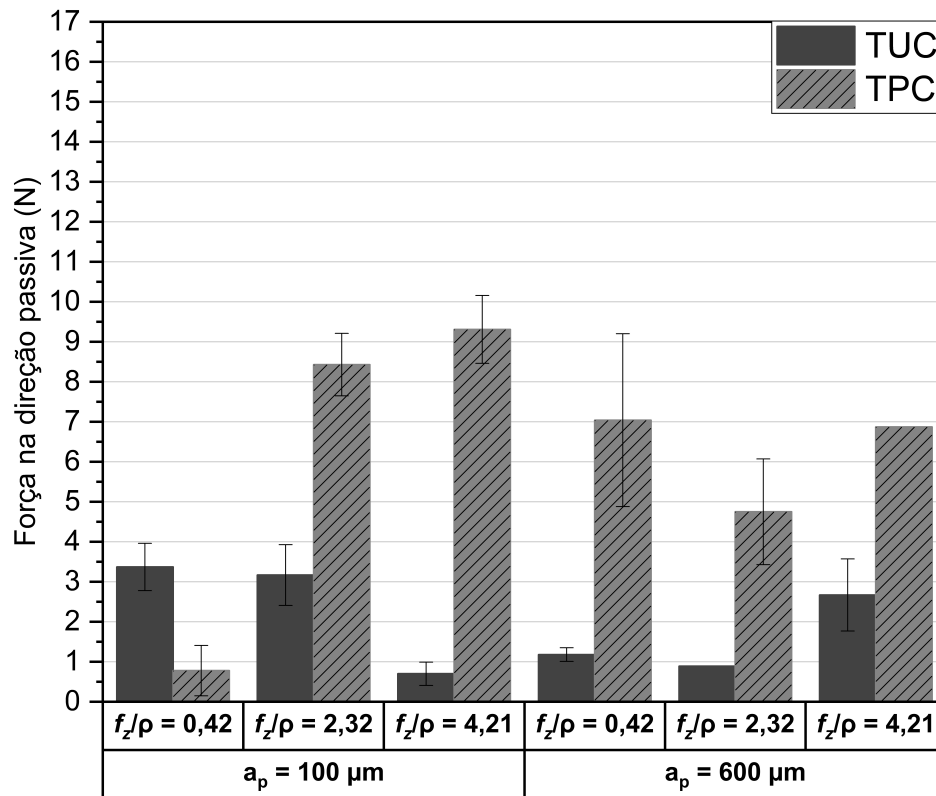
Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

4.5.6 Força na direção F_z

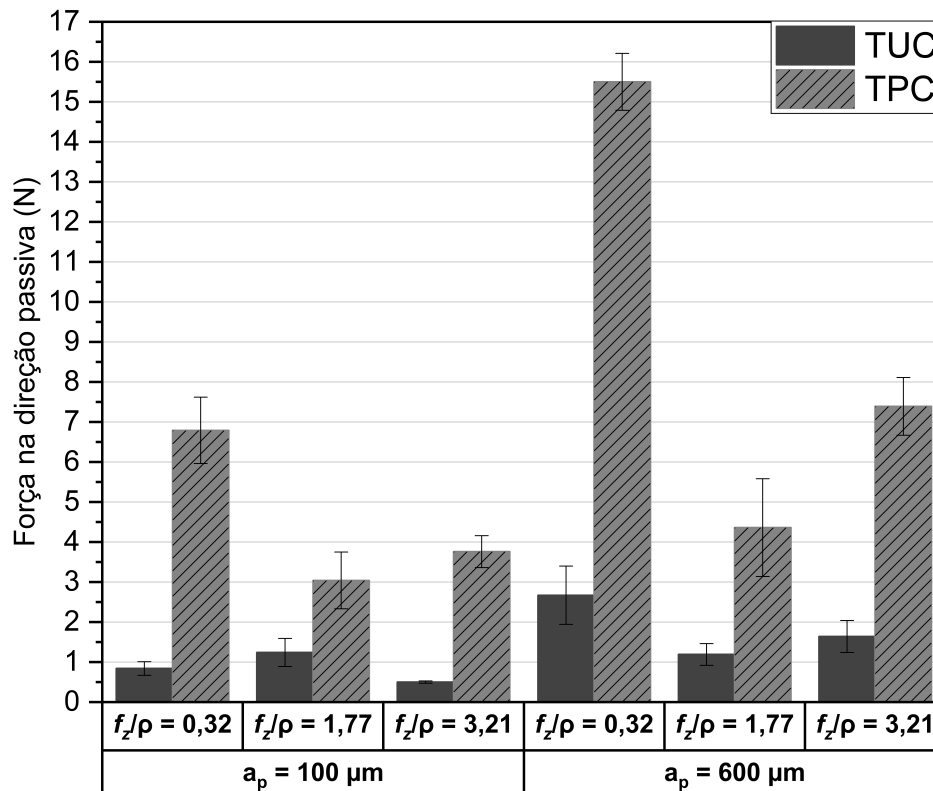
No microfresamento, a remoção de material ocorre de maneira interrompida, ou seja, a formação do cavaco e o contato da aresta de corte com a peça ocorrem de maneira alternada a cada rotação da microfresa. Com o movimento de revolução da microfresa, a aresta de corte entra e sai da peça de maneira intermitente o que sujeita a microfresa a um ciclo das forças nas direções F_x , F_y e F_z . Quando a aresta de corte está em contato com a peça comumente verifica-se forças de maiores magnitudes nas direções de F_x , F_y e F_z e quando a aresta de corte está fora da região de corte não se verifica forças nas direções de F_x e F_y devido a não formação de cavaco. Entretanto, na direção da F_z pode ser verificado uma força devido ao contato entre a superfície de folga da microfresa com a superfície recém usinada durante o movimento de revolução da microfresa. Este contato, apresenta uma força na direção da F_z . Deste modo, mesmo que não haja formação de cavaco na aresta de corte da microfresa, ainda assim pode haver uma componente de força na direção F_z .

Devido à complexidade da operação de microfresamento é relevante uma análise da F_z pois, por meio desta componente é possível verificar desvios geométricos e a recuperação elástica do material que influencia na qualidade da peça usinada (BALÁZS *et al.*, 2020).

As Figuras 4.49 e 4.50 apresenta o comportamento da F_z em função da variação da razão f_z/ρ , a_p e das trajetórias TUC e TPC para as microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μm .

Figura 4.49 – Força na direção F_z para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com $\phi 500\mu\text{m}$.

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Figura 4.50 – Força na direção F_z para as trajetórias TUC e TPC para a microfresa com $\phi 800\mu\text{m}$.

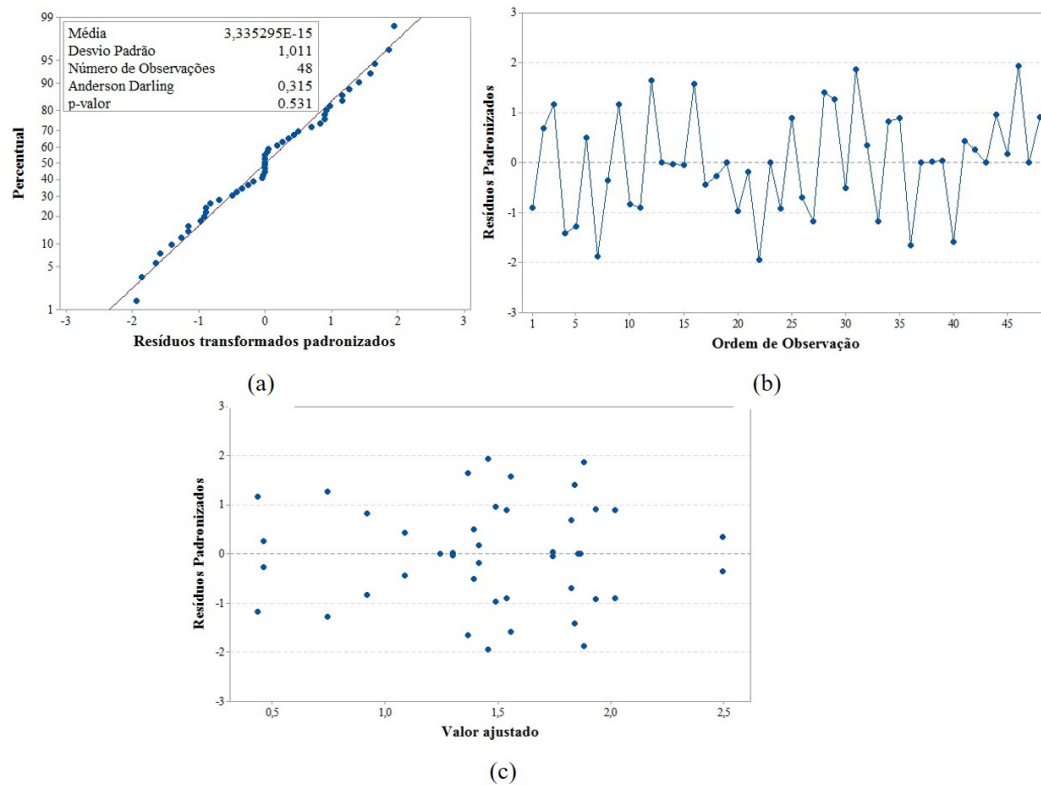
Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Observa-se por meio das Figuras 4.49 e 4.50 que a trajetória TPC exerceu influência sobre a F_z . Essa influência da trajetória TPC foi verificada tanto para o diâmetro da microfresa de 500 μm , quanto para 800 μm . Este comportamento mostra um panorama semelhante para a F_x e F_y , no qual a menor espessura de corte favorece o mecanismo de sulcamento e maiores esforços na seção transversal da microfresa. Em relação a trajetória TUC, sugere-se que à medida que a microfresa realiza o microfresamento do material, as forças de usinagem gradualmente se elevam e atingem um valor constante, uma vez que a a_e foi igual ao diâmetro da microfresa. No microfresamento, empregando a trajetória TPC, as forças de usinagem oscilam e não atingem um patamar constante devido as mudanças repentinas dos movimentos da microfresa. Baseado nessas informações, sugere-se que o impacto da microfresa com a lateral do canal no início do movimento de interpolação circular foi influente para a elevação da força.

4.5.6.1 Análise residual e Anova para a força na direção F_z

As análises de adequação do modelo foram conduzidas por meio dos resíduos obtidos a partir da transformada de Box-Cox, com λ estimado de 0,334. Seguindo as mesmas diretrizes estabelecidas anteriormente, o p-valor encontrado para o teste de Anderson-Darling atesta que os resíduos seguem a distribuição normal, conforme apresentado na Figura 4.51a. A amostra apresenta resíduos aleatórios e independentes com média zero e variância constante, conforme representado pelas Figuras 4.51b e 4.51c.

Figura 4.51 – (a) Probabilidade normal para a F_z . (b) Resíduos *versus* ordem. (c) Resíduos *versus* ajuste.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Tabela 4.3 apresenta os dados da ANOVA para a resposta transformada referente os dados da F_z . O nível de explicação do modelo para a variação da F_z foi de 98,74%. As diferenças entre os coeficientes R^2 e R^2 (aj.) foram próximos, o que indica que os fatores adicionados ao modelo são suficientes, conforme indicado por Hines *et al.* (2006). Os fatores principais, tais como o tipo de trajetória exerceu influência significativa sobre a F_z , apresentando uma contribuição de (27,74%), seguida pela a_p (8,79%), f_z (2,36%) e o diâmetro da microfresa de (1,95%).

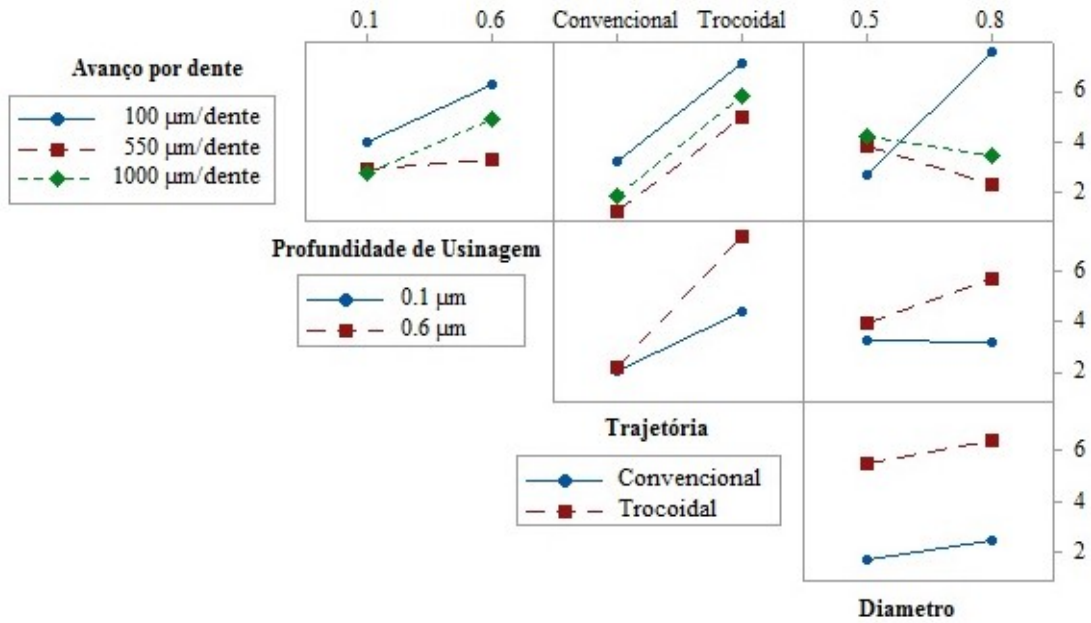
Tabela 4.3 – ANOVA para a resposta transformada dos dados da F_z (Box-Cox $\lambda= 0,334$).

Fonte	p-valor	Contribuição (%)
f_z/ρ (A)	0,000	2,36
a_p (B)	0,000	8,79
Trajectoria (C)	0,000	27,74
Diâmetro (D)	0,000	1,95
A*B	0,003	0,82
A*C	0,000	3,22
A*D	0,000	16,05
B*C	0,000	0,88
B*D	0,024	0,31
C*D	0,964	0,00
A*B*C	0,000	24,38
A*B*D	0,000	2,27
A*C*D	0,000	5,88
B*C*D	0,102	0,15
A*B*C*D	0,000	3,93
Erro		1,27
Total		100
R^2		98,74
R^2 (aj.)		97,52
R^2 (pred)		94,94

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

As interações de maior ordem a partir dos efeitos significativos foram realizadas para os dados da F_z e são detalhadas na Figura 4.52. De acordo com o gráfico de interação, as maiores forças na direção F_z foram obtidas para o $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$, $a_p = 600 \mu\text{m}$, diâmetro de $800 \mu\text{m}$ e trajetória TPC. Infere-se que o tipo de trajetória influencia estaticamente sobre a variável F_z .

Figura 4.52 – Gráfico de interação da F_z a partir dos efeitos significativos.

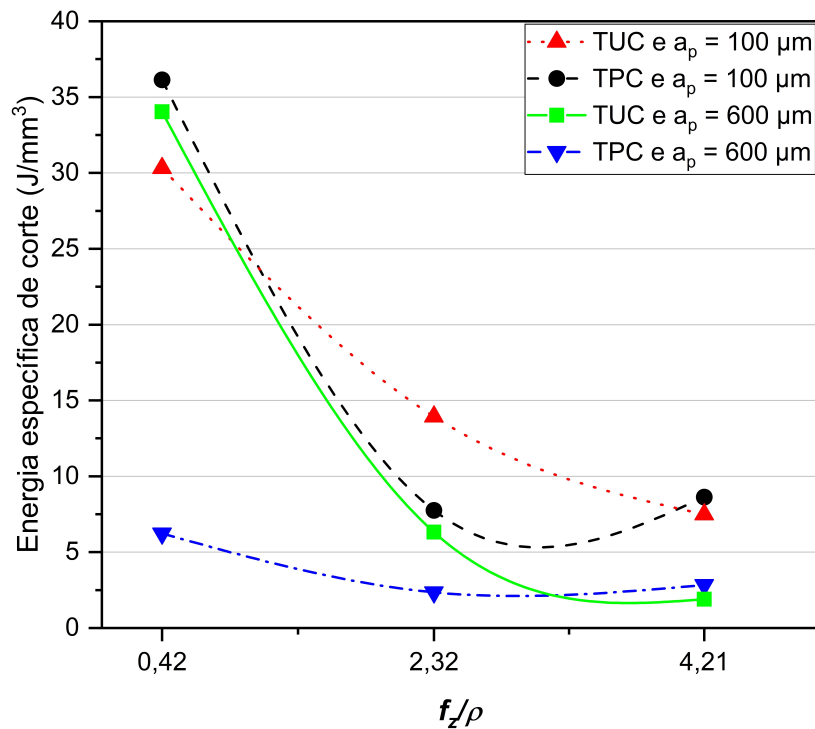


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

4.5.6.2 Energia específica de corte

A Figura 4.53 apresenta primeiramente os resultados referentes à energia específica de corte em função da razão f_z/ρ para a microfresa com ϕ 500 µm.

Figura 4.53 – Energia específica de corte para a microfresa com ϕ 500 µm.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

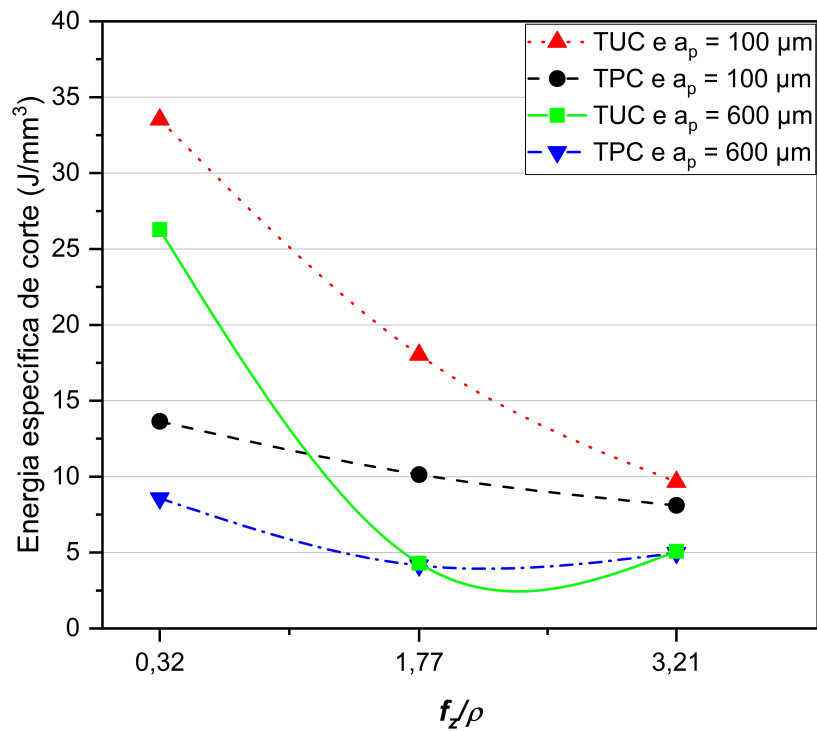
Observa-se por meio da Figura 4.53, para a trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, que a energia específica de corte reduziu em aproximadamente 81% em relação a trajetória TUC, para as mesmas condições de f_z e a_p . Este comportamento pode ser atribuído a taxa de remoção de material, visto que para a trajetória TUC, o maior ângulo de contato entre a microfresa e a peça pode ter favorecido em uma maior parcela de material submetido ao mecanismo de sulcamento, a qual apresentou maior consumo de energia para remover o material na forma de cavaco.

Nota-se por meio da Figura 4.53 que a energia específica de corte diminuiu quando foram empregados as razões $f_z/\rho = 2,32$ e $4,21$. Isto se deve ao aumento da espessura de corte que pode ter proporcionado um ângulo de saída da microfresa mais positivo, e conseqüentemente a diminuição do contato entre a superfície de folga da microfresa com a peça. Desta maneira, o mecanismo de cisalhamento do material foi predominante em relação ao mecanismo de sulcamento do material.

Com relação a a_p verifica-se por meio da Figura 4.53 que a energia específica de corte diminuiu com aumento da a_p de 100 para $600 \mu\text{m}$. Este comportamento se justifica pelo aumento da área da seção transversal de corte, pois sugere-se que a microfresa removeu uma maior quantidade de material na forma de cavaco, fazendo que a energia específica de corte diminua. Portanto, a elevação da a_p tende a diminuir o volume de material que escorrega pela superfície de folga da microfresa devido ao aumento da probabilidade de encontrar defeitos, como contornos de grãos e impurezas na microestrutura do material no plano de cisalhamento. Resultados similares foram encontrados por Chae, Park e Freiheit (2006).

De forma análoga a Figura 4.54 apresenta os valores obtidos de energia específica de corte para a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. Analisando os valores obtidos de energia específica de corte apresentados na Figura 4.54, observa-se similaridades em relação a Figura 4.53, ou seja, menores valores de energia específica de corte foram encontrados para a trajetória TPC com $a_p = 600 \mu\text{m}$.

Nota-se por meio da Figura 4.54 que quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$ a energia específica de corte diminuiu em aproximadamente 59% em relação a trajetória TUC para os mesmo parâmetros de usinagem. Já a trajetória TPC com $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ a energia específica de corte reduziu em aproximadamente 67% quando comparada com a trajetória TUC. Tal aspecto, sugere a menor energia necessária para remover o material da peça na forma de cavaco. Isso acontece porque a trajetória permite menor ângulo de contato em relação a trajetória TUC, reduzindo assim a energia necessária para remover o material da peça.

Figura 4.54 – Energia específica de corte para a microfresa com $\phi 800\mu\text{m}$.

Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Ao analisar de forma conjunta, percebe-se por meio das Figuras 4.53 e 4.54 que a trajetória TPC para $a_p = 600 \mu\text{m}$ apresentou os menores valores de energia específica de corte. Além disso, com o aumento do valor da razão f_z/ρ , uma redução da energia específica de corte foi verificada, para todas as condições avaliadas. Este fato, pode ter favorecido uma espessura de corte maior e um ângulo de saída da microfresa mais positivo, que favorece a redução da tensão de cisalhamento do material devido a maior probabilidade de encontrar defeitos na estrutura do material na região corte, causando o menor consumo de energia para remover o material na forma de cavaco. Resultados similares foram encontrados por Ray *et al.* (2020).

Baseado nos resultados das direções da força de microfresamento e nos cálculos da energia específica de corte, nota-se evidências que o mecanismo de sulcamento do material ocorreu para ambas as trajetórias de usinagem, mas foi mais pronunciado quando se empregou a trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Dessa forma, sugere-se que o maior ângulo de contato entre a microfresa e a peça provocou o maior consumo de energia para remover o material na forma de cavaco devido ao mecanismo de sulcamento na parede do canal microusinado. Portanto, o menor patamar de energia específica de corte obtido para trajetória TPC indica sua melhor eficiência no microfresamento em relação a trajetória TUC.

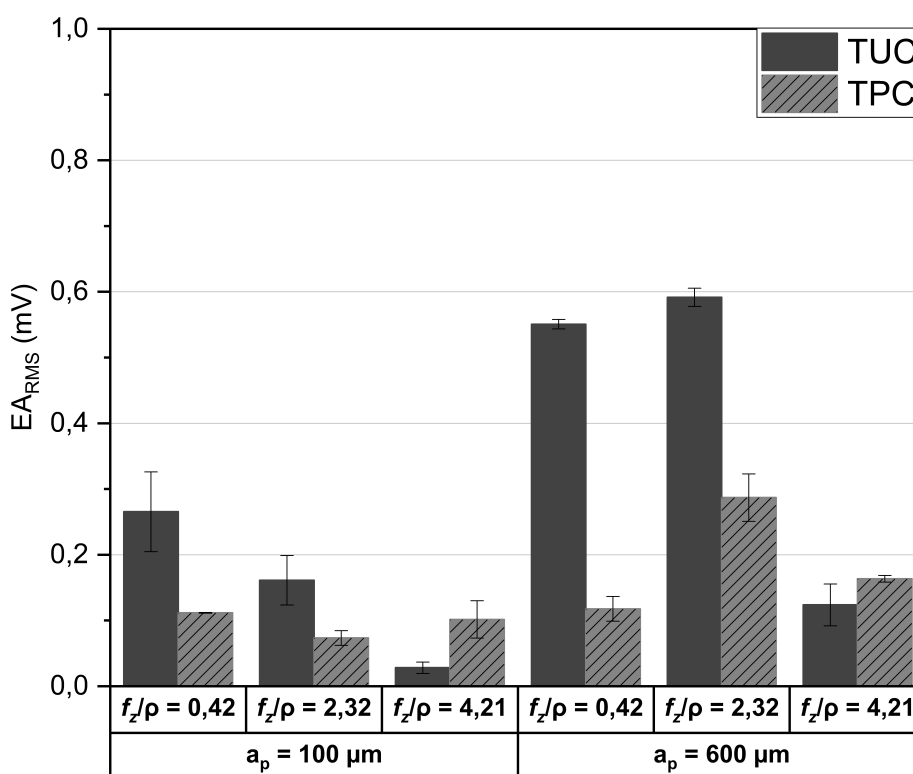
4.6 Sinais de Emissão Acústica

O objetivo das análises dos sinais de EA consistiu em verificar a intensidade dos sinais e complementar os resultados obtidos com os sinais de força, uma vez que os sinais de EA possuem uma vantagem significativa em relação aos sinais de força. Os sinais de EA demonstram uma sensibilidade maior à deformação na interface ferramenta-peça-cavaco em relação aos sinais de força no processo de usinagem (MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2011a).

As Figuras 4.55 e 4.56 apresentam os gráficos da intensidade dos sinais de EA no domínio do tempo quando submetidos à análise da raiz do valor quadrático médio (RMS). Os sinais de EA analisados são referentes ao monitoramento da operação de microfresamento para as microfresas com $\phi 500$ e $\phi 800$ μm .

A Figura 4.55 expõe que, nos ensaios conduzidos com a trajetória TUC e $a_p = 100$ μm , a intensidade dos sinais de EA decresceu à medida que a razão f_z/ρ aumentou, enquanto para a trajetória TPC, não apresentou diferença na intensidade do sinal de EA quando mantido constante $a_p = 100$ μm . De forma semelhante, as trajetórias TUC e TPC também apresentaram uma predominância na redução da intensidade dos sinais de EA com o aumento da razão f_z/ρ para a $a_p = 600$ μm .

Figura 4.55 – Sinais de EA para as trajetórias TUC e TPC quando os ensaios foram conduzidos com as microfresas com $\phi 500$ μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

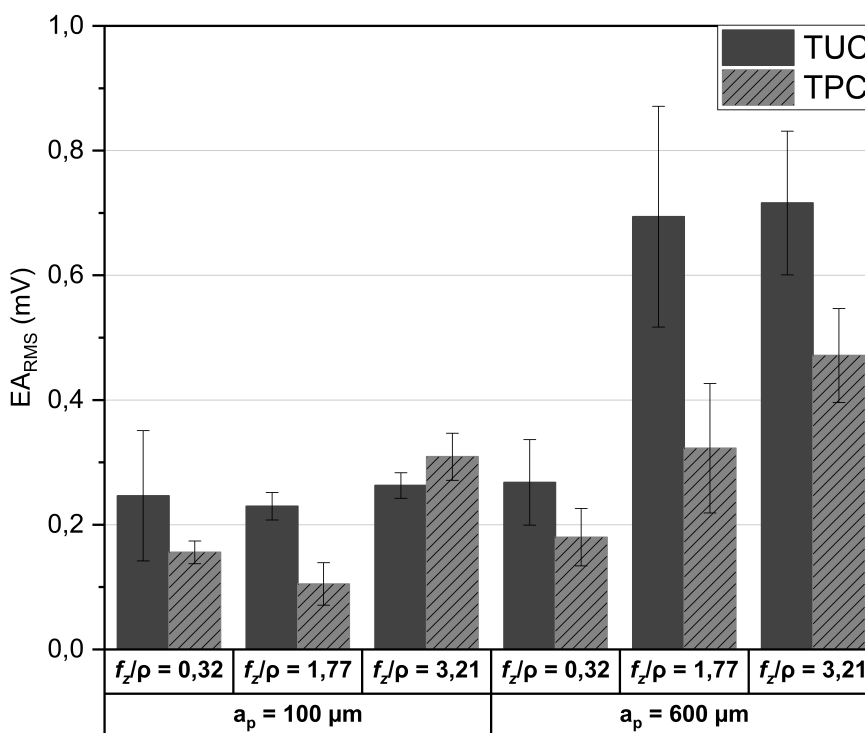
A redução da intensidade dos sinais de EA com a elevação da razão f_z/ρ pode estar

associado ao efeito escala. Com a elevação da razão f_z/ρ o ângulo de saída torna-se menos negativo e impõem menor deformação no material, caracterizando em uma menor intensidade do sinal de EA, menor atrito entre a superfície de folga e a peça e na menor atuação do mecanismo de sulcamento do material.

Ao observar a Figura 4.56, nota-se que quando os ensaios foram realizados com a trajetória TUC e $a_p = 100 \mu\text{m}$ não houve diferença na intensidade dos sinais de EA para as razões $f_z/\rho = 0,32, 1,77$ e $3,21$. Para a trajetória TPC e $a_p = 100 \mu\text{m}$ foi observado que, o aumento da razão f_z/ρ provocou a elevação da intensidade dos sinais de EA.

Ainda na Figura 4.56, observa-se que, ao conduzir os ensaios com a trajetória TUC e $a_p = 600 \mu\text{m}$, a intensidade dos sinais de EA aumentou à medida que a razão f_z/ρ foi elevada. Encontrou-se um valor de $0,2 \text{ mV}$ para a razão $f_z/\rho = 0,32$, $0,65 \text{ mV}$ para a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $0,66 \text{ mV}$ para a razão $f_z/\rho = 3,21$. Para a trajetória TPC, foi verificado comportamento similar ao encontrado para trajetória TUC, em que o aumento da razão f_z/ρ resultou no aumento da intensidade do sinal de EA. Para a trajetória TPC foi verificado uma intensidade de $0,18 \text{ mV}$ para a razão $f_z/\rho = 0,32$, $0,25 \text{ mV}$ para a razão $f_z/\rho = 1,77$ e $0,43 \text{ mV}$ para a razão $f_z/\rho = 3,21$.

Figura 4.56 – Sinais de EA para as trajetórias TUC e TPC quando os ensaios foram conduzidos com as microfresas com $\phi 800 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A maior intensidade dos sinais de EA apresentados na Figura 4.56 para a condição de usinagem utilizando trajetória TUC e $a_p = 600 \mu\text{m}$ pode ser explicado pela maior taxa de remoção de material. Além disso, o baixo módulo de elasticidade favorece o contato periódico da

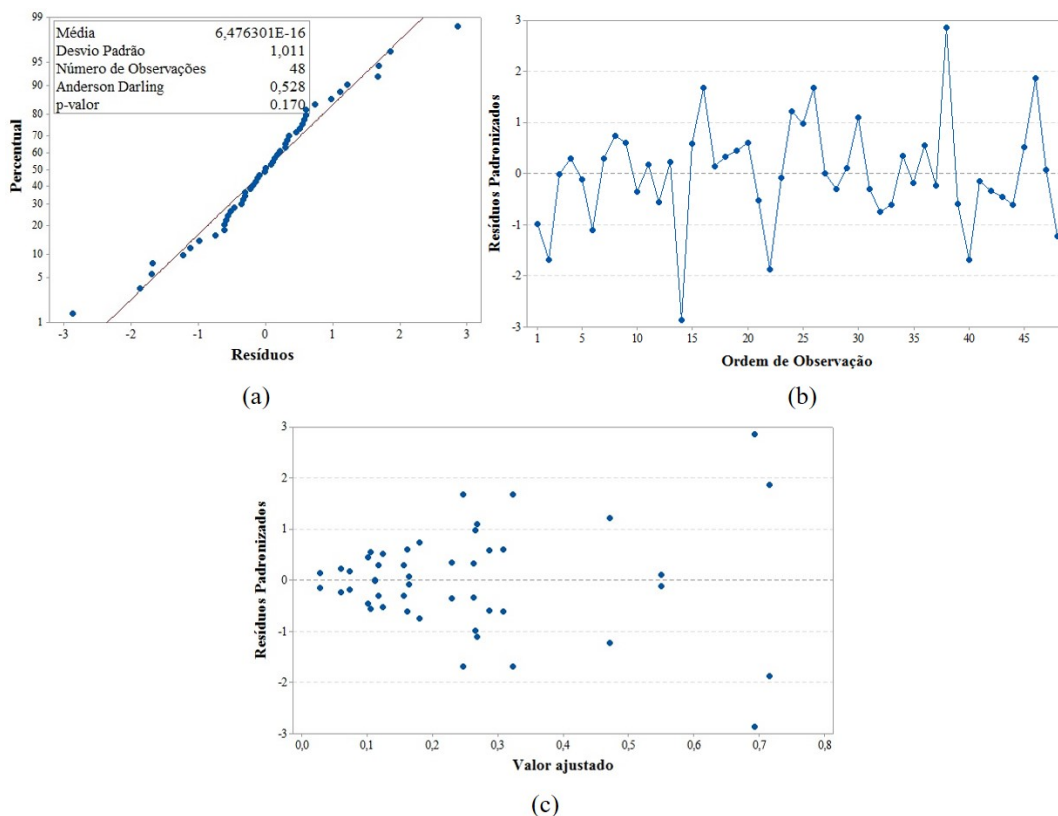
ferramenta com a peça, contribuindo para aumento dos esforços de corte. Segundo Mian, Driver e Mativenga (2011a), o baixo módulo de elasticidade do titânio é um fator que contribui para a vibração durante a usinagem.

Ao analisar de forma conjunta as Figuras 4.55 e 4.56, percebe-se que na maioria dos casos a trajetória TUC apresentou maior intensidade de sinais de EA_{RMS} em relação a trajetória TPC. Isso sugere que, o maior ângulo de contato entre a microfresa e a peça proporcionou um volume maior de material ao mecanismo de sulcamento, onde, se tem o ângulo de saída efetivo mais negativo que impõe maior deformação plástica e elástica sob a aresta de corte.

4.6.1 Análise residual e Anova para os sinais de EA

As análises de adequação do modelo foram conduzidas por meio dos resíduos obtidos a partir da ANOVA. A análise residual dos parâmetros de usinagem para o sinal de EA_{RMS} está apresentada nas Figuras 4.57 a, 4.57b e 4.57c. Seguindo as mesmas premissas estabelecidas anteriormente, o p-valor encontrado para o teste de Anderson-Darling atestou que os resíduos seguem a distribuição normal. Ademais, a amostra apresentou resíduos aleatórios e independentes com média zero e variância constante.

Figura 4.57 – (a) Gráfico de probabilidade normal para o sinal de EA_{RMS} . (b) Resíduos *versus* ordem. (c) Resíduos *versus* ajuste.



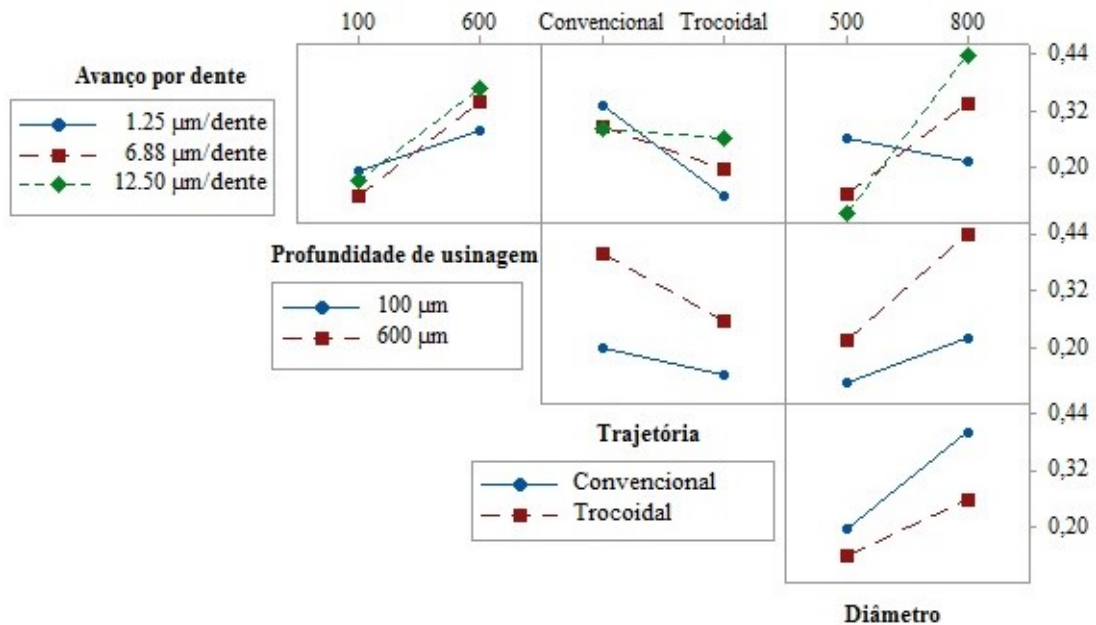
Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Tabela 4.4 apresenta os dados da ANOVA para a resposta sinal de EA_{RMS} . O nível de explicação do modelo foi de 94,62%. As diferenças entre os coeficientes R^2 e R^2 (aj.) foram próximos, o que indica que os fatores apresentados no modelo são suficientes para sua explicação. Os fatores principais a_p , trajetória e diâmetro da ferramenta exerceram influência significativa sobre o sinal de EA_{RMS} , apresentando contribuições de 17,71%, 17,97% e 7,71%, respectivamente.

Tabela 4.4 – ANOVA para a resposta de EA_{RMS} .

Fonte	p-valor	Contribuição (%)
Avanço por dente (A)	0,238	0,68
Profundidade de usinagem (B)	0,000	17,71
Trajectoria (C)	0,042	7,11
Diâmetro (D)	0,000	17,97
A*B	0,025	1,95
A*C	0,003	3,44
A*D	0,000	17,72
B*C	0,020	1,38
B*D	0,001	2,99
C*D	0,019	1,42
A*B*C	0,068	1,35
A*B*D	0,000	5,74
A*C*D	0,000	8,38
B*C*D	0,019	1,41
A*B*C*D	0,000	5,36
Erro		5,39
Total		100
R^2		94,62
R^2 (aj.)		89,47
R^2 (pred)		78,49

As interações de maior ordem, a partir dos efeitos significativos para o sinal de EA_{RMS} , são apresentadas na Figura 4.58. A intensidade dos sinais aumentou para maiores f_z/ρ (1,77 e 3,21), $a_p = 600 \mu\text{m}$, diâmetro da microfresa de $800 \mu\text{m}$ e a trajetória TUC. A combinação dos fatores de maior contribuição, tais como o diâmetro da microfresa e a_p , influenciou estatisticamente a resposta do sinal de EA_{RMS} .

Figura 4.58 – Gráfico de interação do sinal de EA_{RMS} a partir dos efeitos significativos.

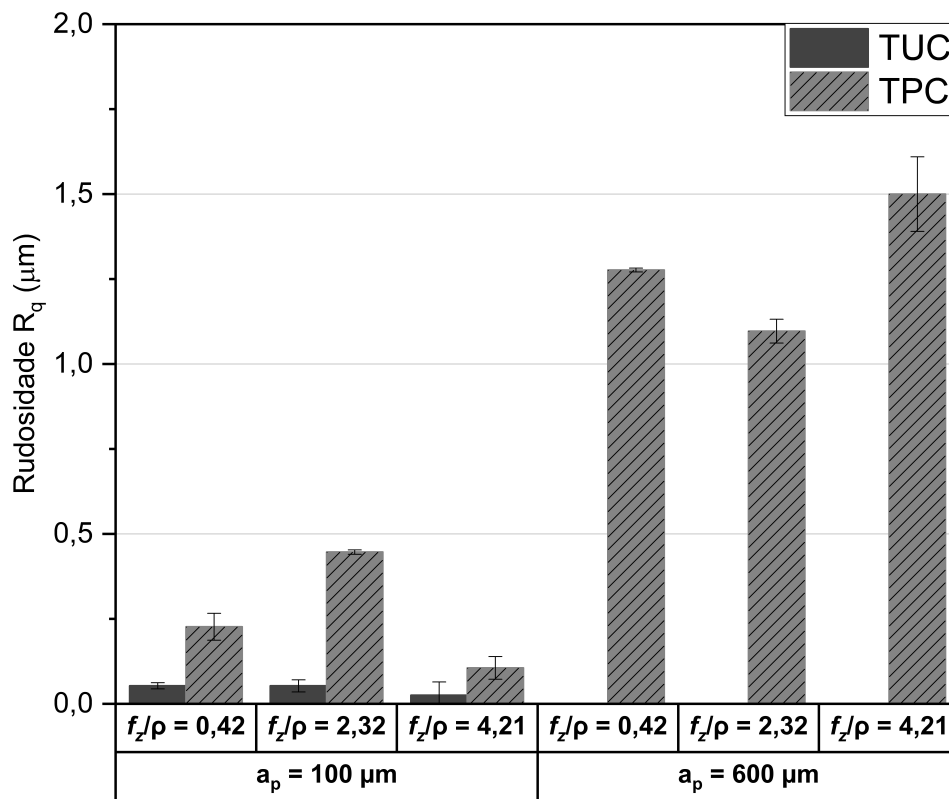
4.7 Rugosidade

A superfície das amostras de microfresamento foi caracterizada por perfilometria de contato e MEV. As Figuras 4.59 e 4.60 apresentam os resultados de rugosidade para o parâmetro R_q obtido para as microfresas com ϕ 500 e ϕ 800 μm .

Ao analisar a Figura 4.59, verifica-se que, ao realizar o microfresamento com a $a_p = 100 \mu\text{m}$, a trajetória TPC apresentou maiores valores de rugosidade em relação à trajetória TUC. Uma possível explicação para maiores valores de rugosidade na trajetória TPC está relacionada aos movimentos de interpolação da microfresa sobre a superfície usinada.

Ainda na Figura 4.59 foi verificado que quando os ensaios foram conduzidos com a $a_p = 600 \mu\text{m}$ não foi possível obter a medição da rugosidade do canal para a trajetória TUC, nas seguintes condições de usinagem: $f_z/\rho = 0,42, 1,77$ e $4,21$, $a_p = 600 \mu\text{m}$ e microfresa com ϕ 500 μm . Este fato foi atribuído a grande quantidade de rebarba presente na superfície da peça que impossibilitou o contato entre a ponta do apalpador do perfilômetro com a superfície usinada e também pela fratura da microfresa durante o microfresamento. Sendo que, a formação de rebarbas foi observada para a razão $f_z/\rho = 0,42$ e a fratura da microfresa foi verificada quando se utilizou as razões $f_z/\rho = 1,77$ e $4,21$. Para a trajetória TPC não foi observado a fratura da microfresa devido ao movimento de corte constante que evita a completa imersão da aresta de corte no material da peça usinada. Tal fato, favorece a redução da carga de trabalho na aresta de corte da microfresa. O aumento da a_p de 100 para 600 μm elevou a rugosidade em aproximadamente 500% para razão $f_z/\rho = 0,42$, 300% para razão $f_z/\rho = 2,32$ e 1000% para razão $f_z/\rho = 4,21$.

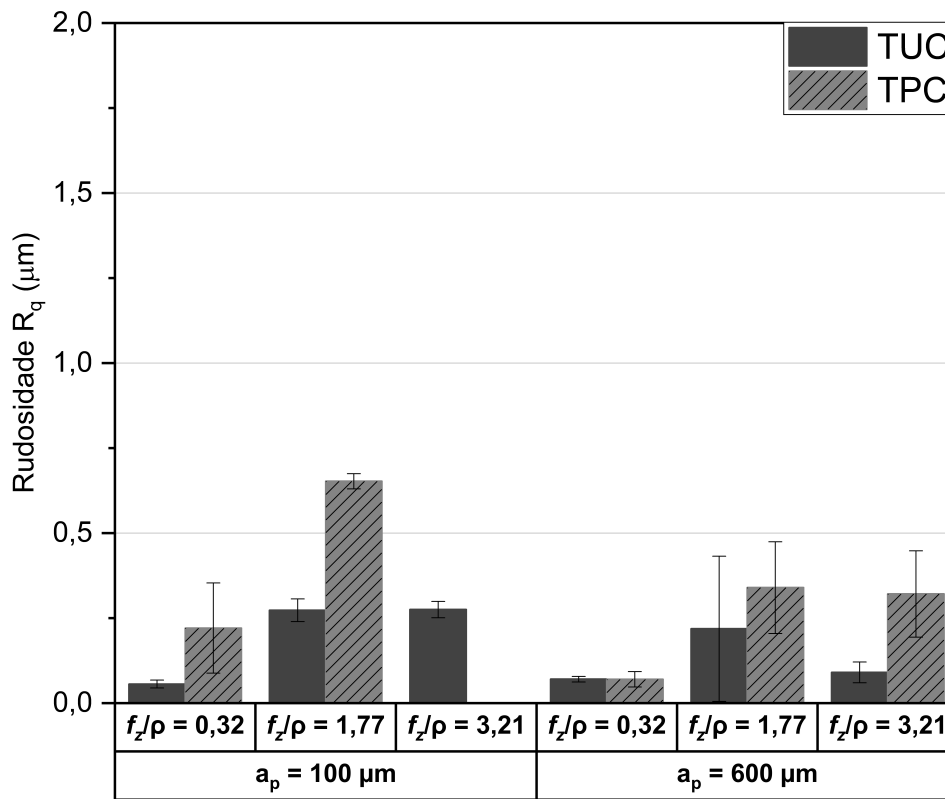
Figura 4.59 – Rugosidade R_q para as trajetórias TUC e TPC utilizando a microfresa com ϕ 500 μm .



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Ao observar o comportamento da rugosidade R_q na Figura 4.60, percebe-se que não há uma diferença expressiva nos valores de rugosidade. Além disso, ao comparar as trajetórias TUC e TPC indicadas pelas Figuras 4.59 e 4.60, os maiores valores de rugosidade R_q foram encontrados comumente quando se empregou a trajetória TPC. Na literatura, é relatado que o diâmetro da ferramenta pode influenciar na rugosidade, pois quanto menor o diâmetro da ferramenta, mais suscetível estará a usinagem a condições de corte instáveis, com a presença de vibrações e trepidações que geralmente causam problemas na qualidade da superfície e fratura da ferramenta de corte (ZHANG *et al.*, 2019b). Comparando as Figuras 4.59 e 4.60, verifica-se que os maiores valores de rugosidade foram obtidos para a microfresa com ϕ 500 μm e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Com base nesse resultado, pode-se inferir que a microfresa com ϕ 500 μm foi submetida a uma magnitude maior de vibração em relação à microfresa com ϕ 800 μm , devido à menor rigidez da microfresa com ϕ 500 μm .

Figura 4.60 – Rugosidade R_q para as trajetórias TUC e TPC quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com ϕ 800 μm .

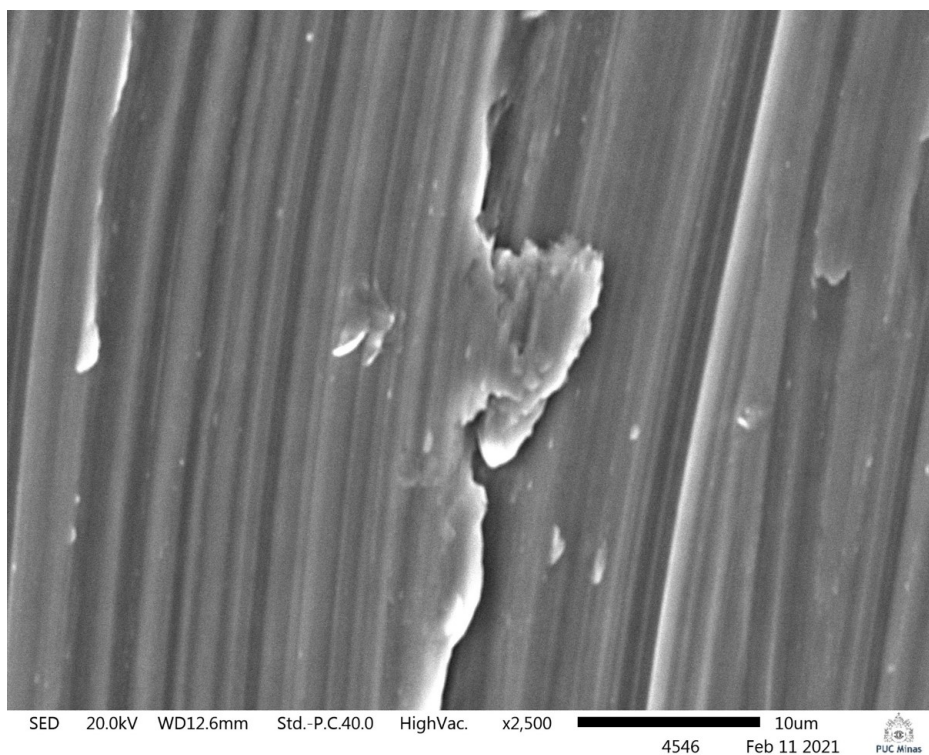


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Conforme Waszczuk *et al.* (2019), os maiores valores de rugosidade para a trajetória TPC podem estar relacionados com as mudanças repentinas na direção dos movimentos da ferramenta, o que provoca marcas na superfície usinada. A Figura 4.61 apresenta as marcas provocadas na superfície da peça pelos movimentos realizados pela trajetória TUC, enquanto a Figura 4.62 apresenta as marcas provocadas na superfície da peça pelos movimentos de interpolação realizados pela trajetória TPC.

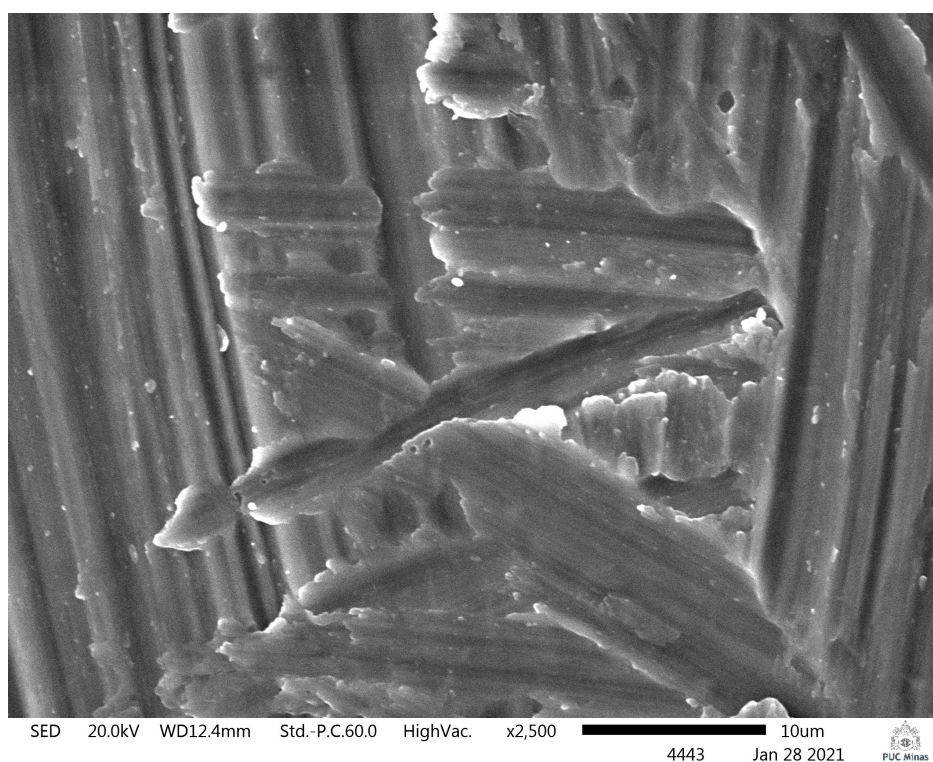
Ao comparar as trajetórias TUC e TPC, observa-se que a superfície usinada com a trajetória TUC (Figura 4.61) apresentou marcas de avanço da microfresa mais uniformes em relação à trajetória TPC (Figura 4.62). A presença de marcas irregulares na superfície usinada com a trajetória TPC é atribuída ao movimento de interpolação da microfresa, que remove e/ou deforma o material residual presente na superfície da peça.

Figura 4.61 – Marcas na superfície da peça quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TUC.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

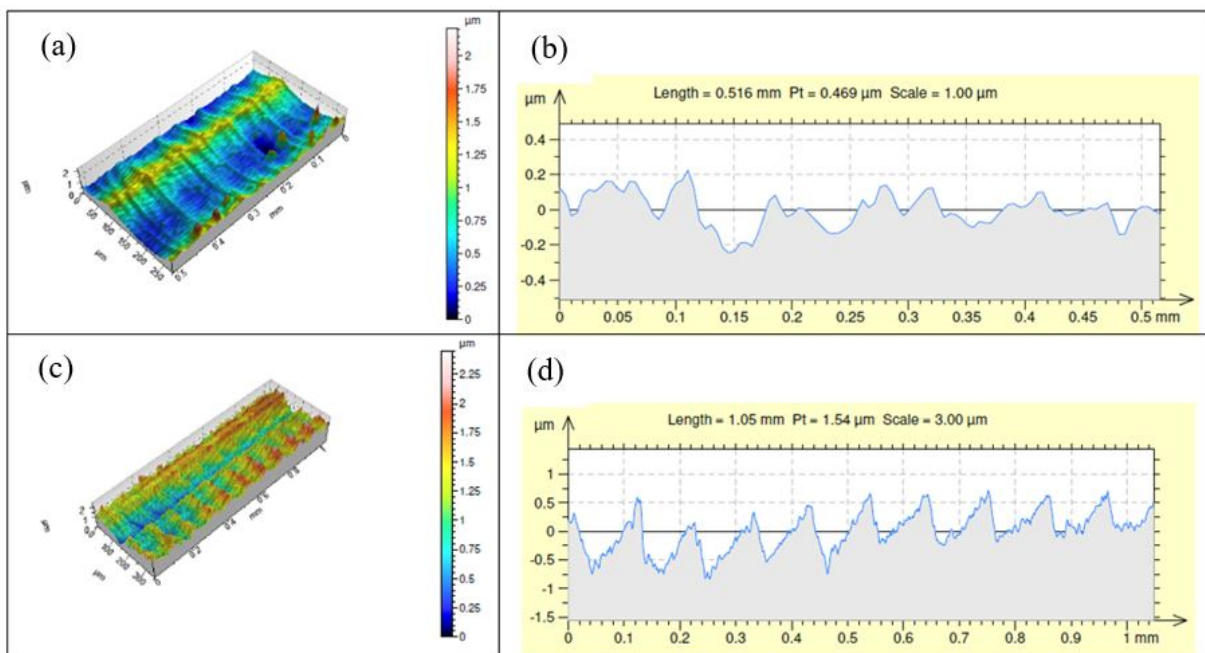
Figura 4.62 – Marcas na superfície da peça quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC.



Fonte: elaborado pelo autor 2022.

A diferença de rugosidade entre as trajetórias TUC e TPC pode ser observada pela topografia e pelo perfil bidimensional da superfície usinada. Para todas as condições de usinagem avaliadas, foi verificada diferença na topografia e perfil bidimensional das trajetórias TUC e TPC. A Figura 4.63 ilustra, essas diferenças quando os ensaios foram conduzidos com $f_z/\rho = 0,42$, $a_p = 100 \mu\text{m}$ e microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$. As Figuras 4.63a e 4.63b apresentam o perfil tridimensional e bidimensional obtido pelo perfilômetro para a trajetória TUC. Já a Figura 4.63c e 4.63d apresentam o perfil tridimensional e bidimensional obtidos pelo perfilômetro para a trajetória TPC. Com relação à topografia da superfície usinada, pode-se verificar, por meio da escala da Figura 4.63a, que a trajetória TUC apresentou picos e vales com menor amplitude em relação à trajetória TPC (Figura 4.63c). A diferença de amplitude entre os picos e os vales pode ser realçada pela Figura 4.63b e 4.63d, onde a trajetória TUC apresentou menor amplitude entre os picos e os vales em relação a trajetória TPC. Com base neste resultado, sugere-se que o maior valor de rugosidade obtido para a trajetória TPC pode ser atribuído ao movimento de interpolação que realiza a usinagem ou deformação plástica do material residual formado na superfície usinada. O material deformado plasticamente pela superfície de folga da microfresa pode ter sofrido maior deformação plástica lateral, o que resulta em maiores valores de rugosidade para à trajetória TPC em relação à trajetória TUC. Resultados similares foram encontrados por Zhang *et al.* (2019a) e Lu *et al.* (2015).

Figura 4.63 – Qualidade da superfície usinada para as trajetórias TUC e TPC para a razão $f_z/\rho = 0,42 \mu\text{m}$, $a_p = 100 \mu\text{m}$ e $\phi 500 \mu\text{m}$. (a) Perfil tridimensional para a trajetória TUC. (b) perfil de rugosidade para a trajetória TUC. (c) Perfil tridimensional para a trajetória TPC. (d) perfil de rugosidade para a trajetória TPC.

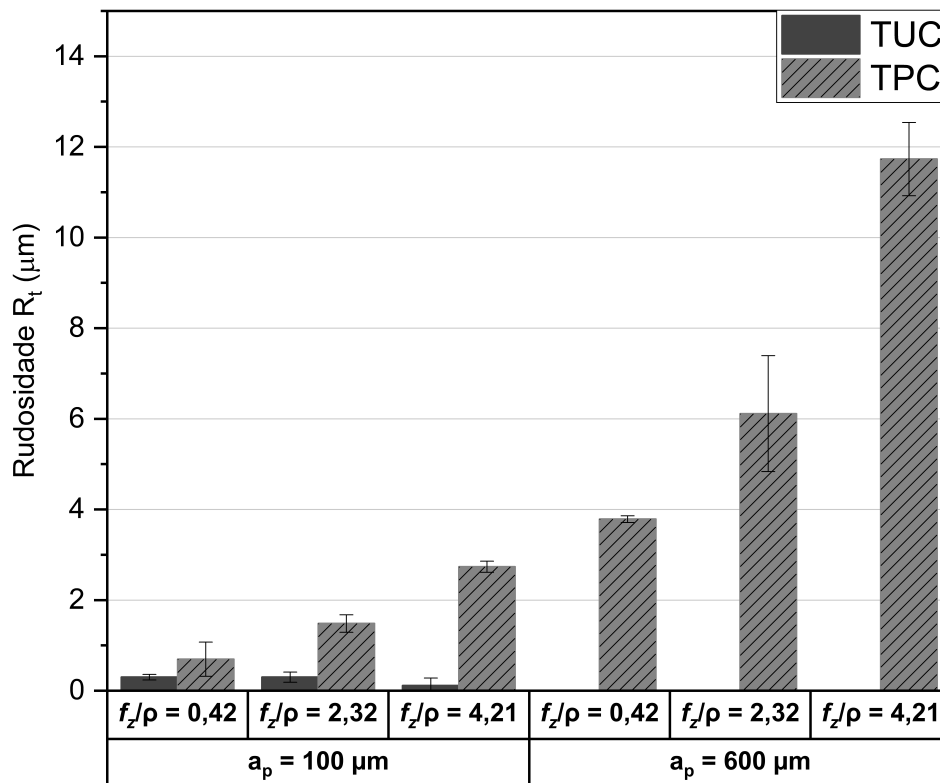


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.64 apresenta os resultados de rugosidade para o parâmetro R_t quando os

ensaios foram conduzidos com a microfresa de $\phi 500 \mu\text{m}$. Ao observar a Figura 4.64 verifica-se que o parâmetro de rugosidade R_t apresentou comportamento similar aos resultados encontrados para o parâmetro R_q quando aplicado a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$, onde os maiores valores de rugosidade foram verificados para a trajetória TPC e os menores valores de rugosidade R_t foram encontrados quando se empregou a trajetória TUC e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Sendo que, para a trajetória TUC não foi verificado diferença significativa no valor da rugosidade R_t para as razões $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$. Quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC, pode ser verificado que a rugosidade aumentou com a elevação da razão f_z/ρ . Este fato, segue comportamento similar com os registrados no mesofresamento, sendo os maiores espaçamentos da passagem da ferramenta, gerados para maiores amplitudes entre os picos e os vales, e consequentemente, maiores rugosidades (WASZCZUK *et al.*, 2019).

Figura 4.64 – Rugosidade R_t para as trajetórias TUC, TPC e microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$.



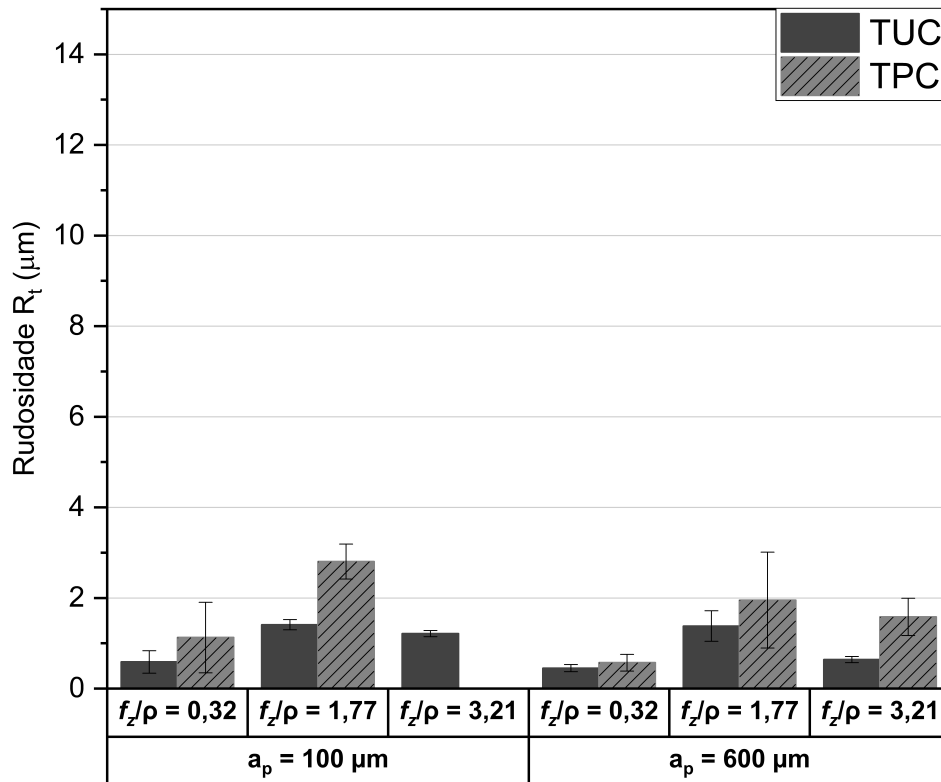
Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Ainda na Figura 4.64 observa-se que os valores de rugosidade R_t se elevaram para a $a_p = 600 \mu\text{m}$. Os maiores valores de a_p provocam a elevação das forças de usinagem, o que resulta em maiores níveis de vibrações da microfresa. Resultados similares foram encontrados por Yang *et al.* (2009).

A Figura 4.65 apresenta os resultados das medições do parâmetro de rugosidade R_t . Ao analisar a Figura 4.65, observa-se que o maior valor de rugosidade R_t foi verificado quando os ensaios foram conduzidos com trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. As demais condições de

usinagem não apresentaram diferença expressiva nos valores de rugosidade R_t quando comparado o tipo de trajetória para as mesmas condições de usinagem.

Figura 4.65 – Rugosidade R_t para as trajetórias TUC, TPC e microfresa com ϕ 800 μm .



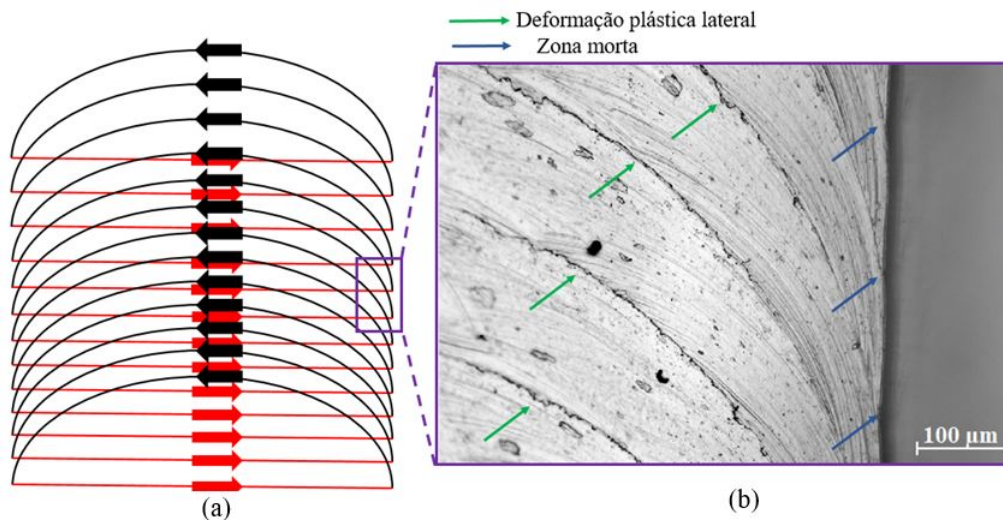
Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Ao analisar as Figuras 4.64 e 4.65 em conjunto para a microfresa com ϕ 800 μm , verificou-se uma considerável diminuição nos valores de rugosidade em comparação à microfresa com ϕ 500 μm . Essa redução pode ser atribuída à maior rigidez da microfresa com ϕ 800 μm , que sofreu menor influência das vibrações mecânicas durante o processo de usinagem, resultando em um acabamento melhor para o canal usinado. Além disso, sugere-se que a velocidade de corte também tenha contribuído para menores valores de rugosidade, uma vez que a elevação da $v_c = 62,80 \text{ m/min}$ (ϕ 500 μm) para $100,48 \text{ m/min}$ (ϕ 800 μm) pode ter provocado a redução da resistência ao cisalhamento do TC4, resultando em menor atrito e menores valores de rugosidade. Vale ressaltar que resultados semelhantes foram encontrados por Zhang *et al.* (2019b) em relação à velocidade de corte.

Para a trajetória TPC, foi verificado para ambos os lados da parede do canal usinado uma região denominada de zona morta na qual se refere ao material residual que não foi usinado pela microfresa. A região de zona morta pode ter sido ocasionada pelos movimentos de interpolação da trajetória TPC (Figura 4.66a). Além disso, observando a superfície apresentada na Figura 4.66b pode-se perceber regiões de deformação plástica lateral provocadas pela microfresa sobre a superfície usinada. Essas regiões de deformação plástica lateral podem ser atribuídas a compressão

de uma parcela do material pela superfície de folga da microfresa, sendo que uma porção do material da peça sofre deformação elástica e plástica sem ser removida na forma de cavaco. Este resultado reforça os resultados apresentados na seção sobre forças de usinagem, em que a trajetória TPC apresentou os maiores valores de força nas direções F_x e F_z devido aos impactos da microfresa com o material residual da superfície usinada.

Figura 4.66 – Zona morta na parede do canal. (a) Trajetória TPC. (b) Deformação plástica e zona morta na parede do canal.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Com base nos resultados de rugosidade R_q e R_t obtidos, constataram-se os menores valores de rugosidade quando os ensaios foram conduzidos utilizando a trajetória TUC. Esse comportamento evidencia que, ao considerar o acabamento superficial da peça, a trajetória TPC demonstrou menor eficácia em comparação à trajetória TUC. No entanto, é relevante ressaltar que o fresamento TPC representa uma estratégia de usinagem com a finalidade de desbaste e semi-desbaste da peça.

4.8 Rebarbas

Na operação de microfresamento, a presença de rebarbas geralmente está diretamente relacionada ao efeito escala. A dimensão das rebarbas é comumente maior quando a espessura de corte é menor que a espessura crítica de corte (CAMARA, 2014). Deste modo, a ocorrência depende principalmente das características microestruturais do material da peça, do desgaste da ferramenta e dos parâmetros de usinagem. Após o microfresamento do TC4 as rebarbas de topo foram analisadas por meio da medição da largura e altura utilizando o MEV e um perfilômetro de contato.

4.8.1 Avaliação da largura e altura das rebarbas de topo quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com diâmetro de 500 μm

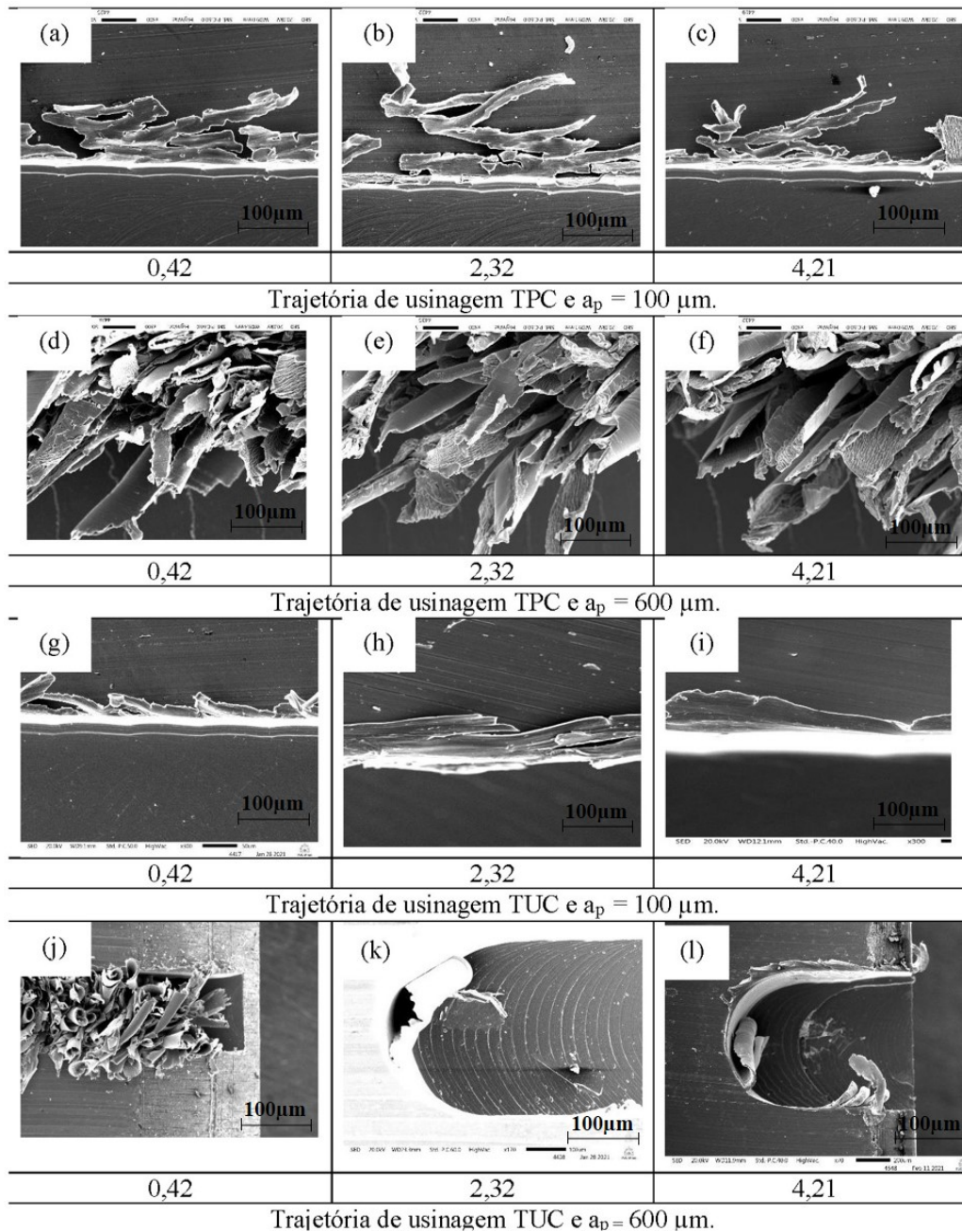
A Figura 4.67 apresenta o formato das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento concordante para as trajetórias TUC e TPC, para as razões $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$, após o microfresamento do TC4. Ao observar as imagens das rebarbas da Figura 4.67a até a Figura 4.67l, verifica-se que a forma e o tamanho das rebarbas variam de acordo com as condições de usinagem. Com exceção da condição de usinagem com trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$, a largura das rebarbas de topo foi maior quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC. Seguindo a classificação de Chern *et al.* (2007), foram identificados os tipos de rebarba *needle-like burr*, *feathery burr* e primária. As rebarbas do tipo *needle-like burr* foram observadas nas Figuras 4.67a, b e c, enquanto a rebarba *feathery burr* foi observada nas Figuras 4.67d, e, f e J. Já a rebarba do tipo primária foi observada nas Figuras 4.67g, h e i.

As rebarbas do tipo "*needle-like burr*" apresentam uma forma alongada e pontiaguda, semelhante a agulhas. Elas são geralmente finas e afiadas, podendo se estender da peça de após o microfresamento. Em suma, as rebarbas do tipo "*needle-like burr*" são formadas devido à combinação da deformação plástica e "quebra" localizada do material durante a operação de microfresamento do TC4.

As rebarbas "*feathery burr*" têm uma aparência semelhante a penas, com finas projeções que se estendem da superfície da peça. Essas rebarbas são mais comuns em materiais altamente dúcteis, como o titânio puro, devido à sua tendência de sofrer deformação plástica intensa durante o processo de usinagem. A formação das rebarbas "*feathery burr*" ocorre devido à combinação de cisalhamento e deformação plástica. À medida que a ferramenta de corte avança, ocorrem cisalhamentos localizados na zona de corte. Esses cisalhamentos levam ao arrancamento de pequenos fragmentos do material, que se acumulam ao longo da borda da peça. O TC4 apresenta baixa condutividade térmica e elevada ductilidade. Durante o processo de usinagem, a temperatura aumenta nas regiões de contato entre a ferramenta de corte e o material, devido à dissipação limitada do calor. Essa elevação de temperatura, combinada com as forças de corte aplicadas, resulta em uma deformação plástica significativa do material.

Por fim, as rebarbas "primárias" são rebarbas iniciais que se formam no início da operação de microfresamento. Elas são geralmente maiores e mais proeminentes, podendo ser removidas posteriormente por meio de operações de acabamento. As rebarbas primárias são formadas principalmente devido ao cisalhamento e à compressão da microfresa com a peça que ocorrem durante a operação de microfresamento. Além disso, a tendência do TC4 de sofrer deformação plástica e a baixa dissipação de calor contribuem para a formação dessas rebarbas.

Figura 4.67 – Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento concordante para as razões $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.



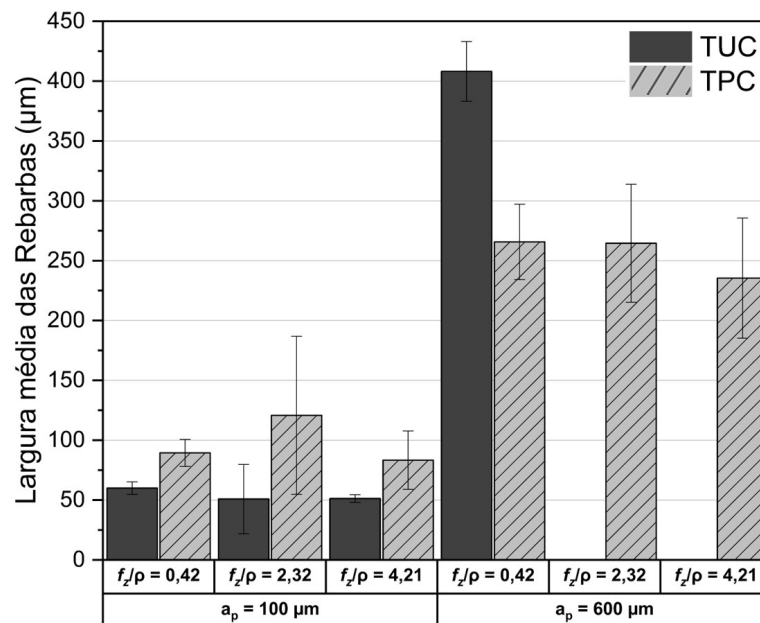
Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Na Figura 4.68, é apresentado o gráfico relativo a largura das rebarbas para o sentido concordante de microfresamento. Quando o microfresamento foi submetido a $a_p = 100 \mu\text{m}$, o

sentido concordante de corte apresentou os menores valores de largura de rebarba. Destaca-se ainda, que quando os ensaios foram conduzidos com o parâmetro $a_p = 600 \mu\text{m}$, a trajetória TUC apresentou a maior largura de rebarba em relação à trajetória TPC e à fratura da microfresa.

Para o sentido concordante de microfresamento, foi observado que mantendo o parâmetro $a_p = 100 \mu\text{m}$ constante a trajetória TPC apresentou uma largura de rebarba 49% maior em relação à trajetória TUC quando submetida à razão $f_z/\rho = 0,42$. Para a razão $f_z/\rho = 2,32$, a trajetória TPC apresentou uma largura de rebarba 137% maior em relação à TUC, e para o parâmetro $f_z/\rho = 4,21$, a trajetória TPC apresentou uma largura de rebarba 63% maior em relação à trajetória TUC. Quando mantido o parâmetro $a_p = 600 \mu\text{m}$ constante, a trajetória TUC apresentou uma largura de rebarba 53% maior em relação à trajetória TPC. Para as razões $f_z/\rho = 2,32$ e $4,21$, não foi possível avaliar a largura de rebarba para a trajetória TUC, pois a microfresa quebrou durante os ensaios.

Figura 4.68 – Largura média das rebarbas de topo para o sentido concordante de microfresamento.

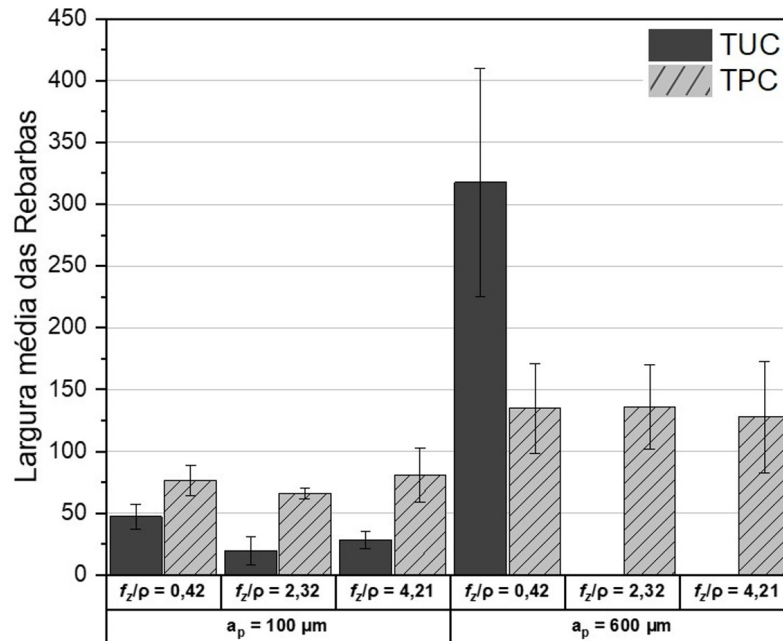


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.69 apresenta a média e o desvio padrão da largura das rebarbas de topo para o sentido discordante de microfresamento. Para o parâmetro a_p observa-se que, quando os ensaios foram conduzidos com $a_p = 100 \mu\text{m}$ a trajetória TPC sempre apresentou maior largura de rebarba de topo em relação a trajetória TUC. Sendo que, quando comparado as trajetória TUC e TPC para a condição de usinagem $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$ a trajetória TPC apresentou uma largura de rebarba de 61,55% maior em relação a trajetória TUC. Para a razão $f_z/\rho = 2,32$ foi constatado que a trajetória TPC apresentou uma largura de rebarba de 236% maior em relação a trajetória TUC e para a condição de usinagem $f_z/\rho = 4,21$ a trajetória TPC apresentou uma largura de rebarba de 185% maior em relação a trajetória TUC. Quando os ensaios foram realizados com a $a_p = 600 \mu\text{m}$ foi verificado que, a trajetória TUC apresentou uma largura de rebarba de 235% maior em relação a trajetória TPC e quando os ensaios foram conduzidos com as razões $f_z/\rho =$

2,32, 4,21 e $a_p = 600 \mu\text{m}$ houve a quebra da microfresa quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TUC.

Figura 4.69 – Largura média das rebarbas de topo para o sentido discordante de corte.

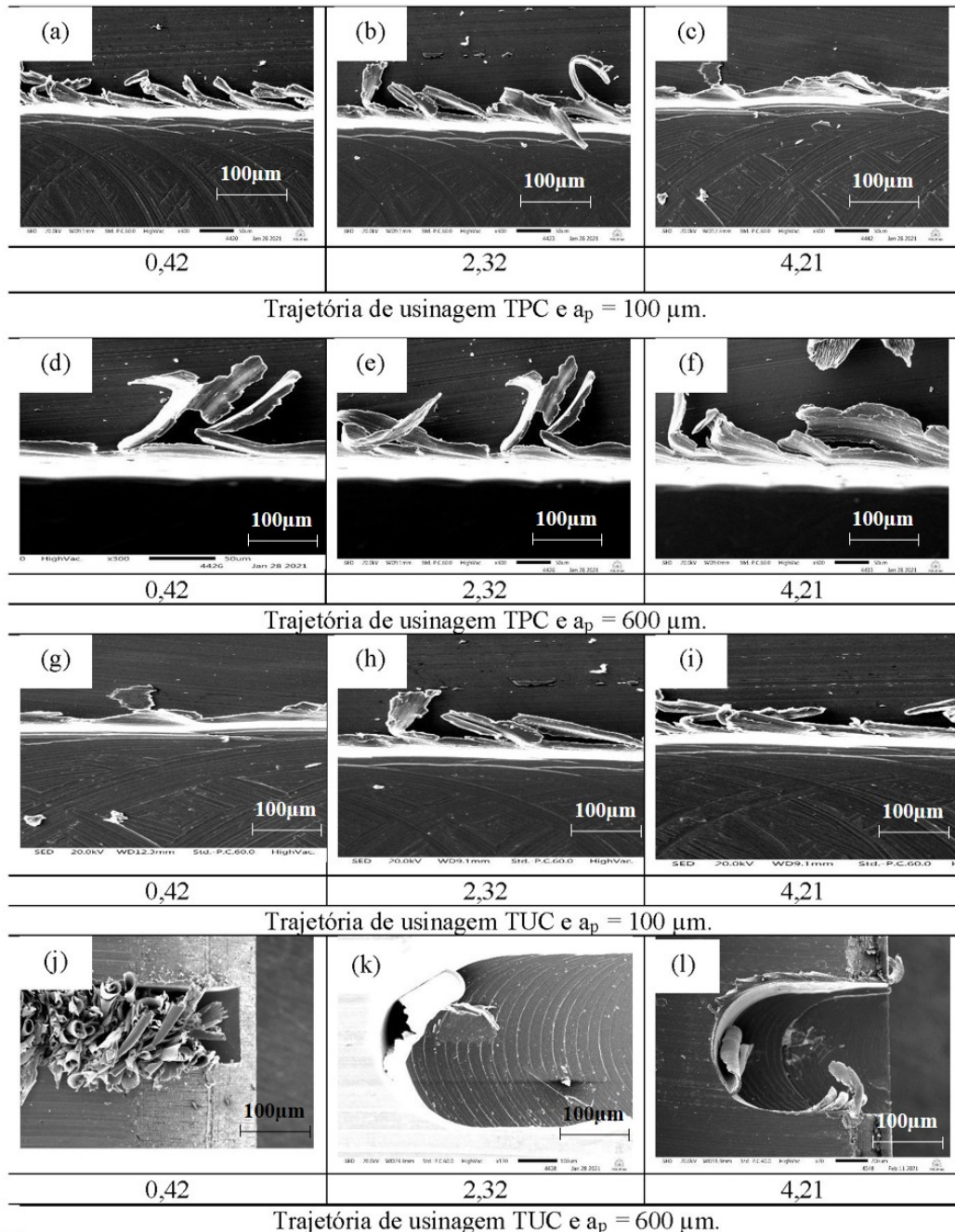


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.70 apresenta a forma das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento discordante para as trajetórias TPC e TUC, e para as razões $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$ durante o microfresamento do TC4. Comparando as imagens das rebarbas da Figura 4.70a à Figura 4.70i, foi possível observar a presença da rebarbar *needle-like burr* e *feathery burr*.

Realizando uma análise qualitativa da Figura 4.70 observa-se que, a maior largura de rebarba foi encontrada quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Este resultado pode ser associado a taxa de remoção de material. Nos ensaios conduzidos a trajetória TUC apresentou maior taxa de remoção de material em relação a trajetória TPC. Este fato associado com $a_p = 600 \mu\text{m}$ contribuiu para maiores esforços na aresta de corte e na maior formação de rebarbas. Sendo que, para as razões $f_z/\rho = 2,32$ e $4,21$ foi constatada a fratura da microfresa, conforme apresentado nas Figuras 4.70k e 4.70l. Com exceção da condição de usinagem com trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$ a maior largura de rebarba foi verificado quando os ensaios foram conduzidos com a trajetória TPC. Esse resultado pode ser atribuído a espessura de corte, como é bem conhecido na literatura comumente para menores espessuras de corte há uma maior formação de rebarbas (BALÁZS *et al.*, 2020). Nos ensaios realizados, a trajetória TPC apresentou menor espessura corte em relação a trajetória TUC, neste caso sugere que a formação das rebarbas de topo foram induzidas pelo mecanismo de sulcamento do material.

Figura 4.70 – Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento discordante para a relação $f_z/\rho = 0,42, 2,32$ e $4,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 2,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 4,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.

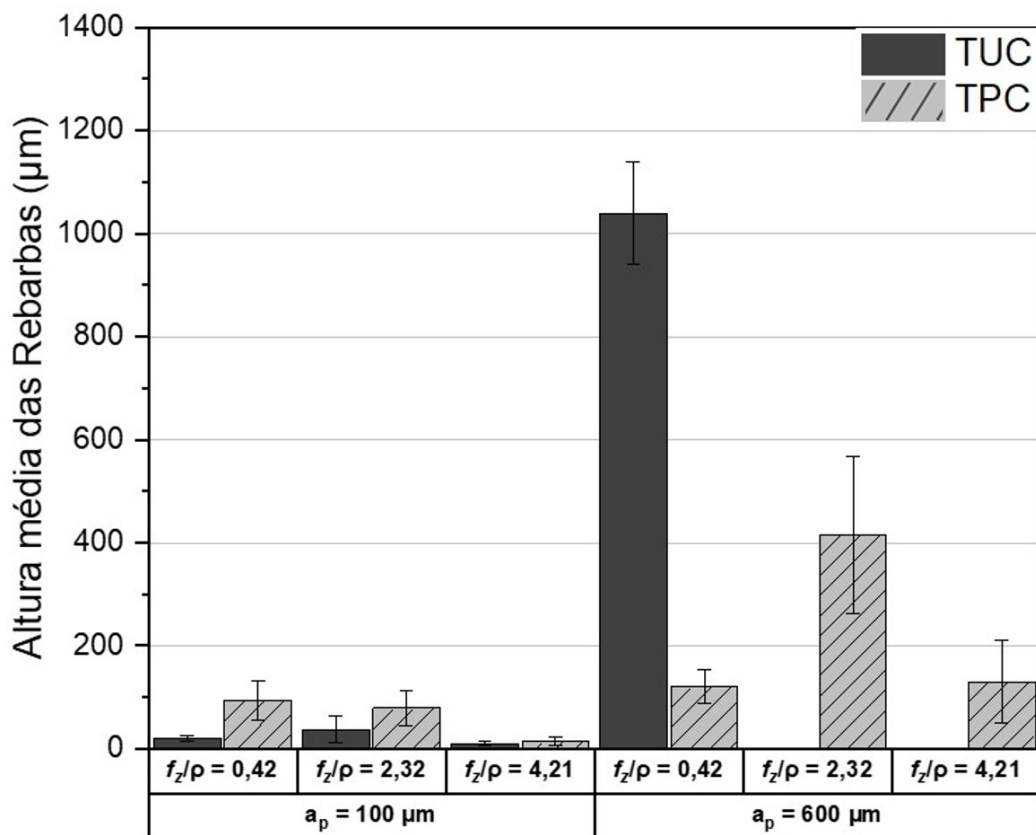


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

4.8.2 Efeito da trajetória de usinagem na altura das rebarbas de topo

A Figura 4.71 apresenta a altura média das rebarbas de topo para o sentido de microfresamento concordante. Ao analisar a Figura 4.71 verifica-se que o maior valor de altura das rebarbas de topo foi registrado para a condição de usinagem: trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,42$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. Quando mantido constante o parâmetro de usinagem $a_p = 100 \mu\text{m}$ e comparado as trajetórias TUC e TPC constata-se que não houve diferença considerável na altura das rebarbas de topo. Para a $a_p = 600 \mu\text{m}$ não foi possível realizar a comparação entre as trajetórias de usinagem devido à quebra da microfresa para as razões $f_z/\rho = 2,32$ e $4,21$.

Figura 4.71 – Altura média das rebarbas de topo para o sentido concordante de corte.

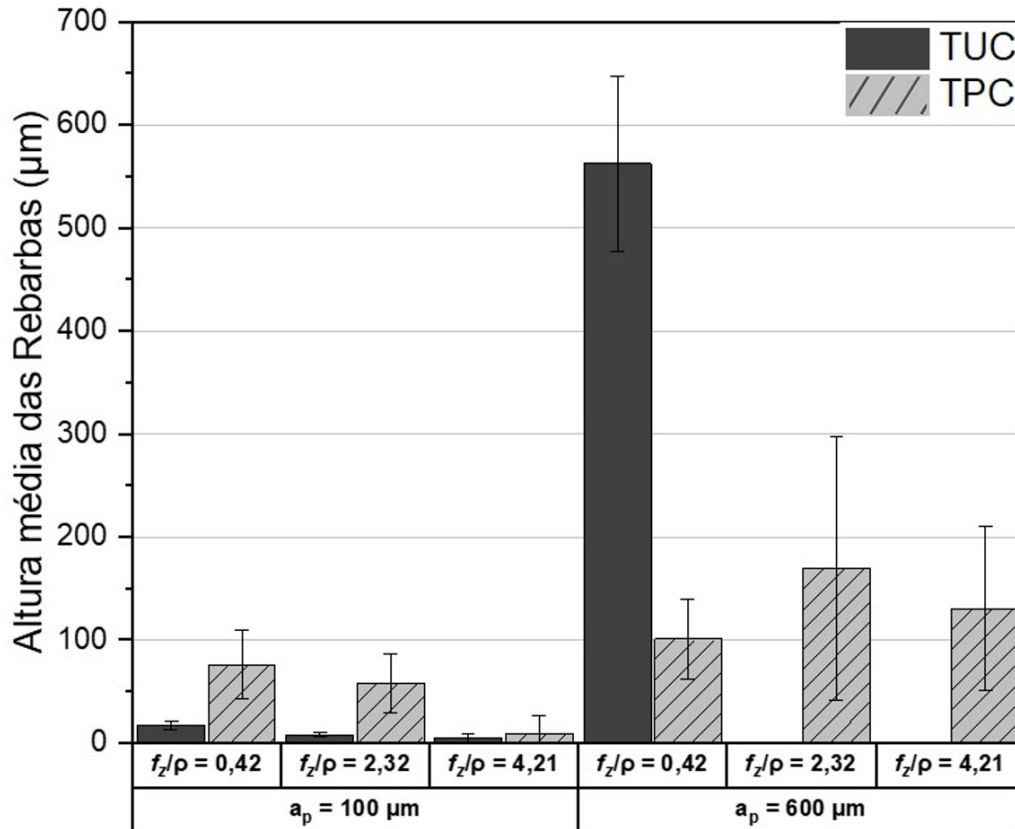


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A Figura 4.72 apresenta a altura média das rebarbas de topo para o sentido de microfresamento discordante. Pode-se verificar na Figura 4.72 que os menores valores das alturas das rebarbas de topo foram obtidos quando os ensaios foram conduzidos com o parâmetro $a_p = 100 \mu\text{m}$. Enquanto as maiores alturas de rebarbas de topo foram observadas quando os ensaios foram conduzidos com $a_p = 600 \mu\text{m}$. Nota-se que, quando mantido o parâmetro profundidade de usinagem constante em $a_p = 100 \mu\text{m}$, não houve uma diferença considerável nos valores das alturas das rebarbas. Quando mantido constante o parâmetro profundidade de usinagem em $a_p = 600 \mu\text{m}$, foi verificado que a condição utilizando trajetória TUC apresentou a maior altura de rebarba em relação à trajetória TPC. Assim como os resultados anteriores, foi observado a

quebra da microfresa quando foi utilizado a trajetória TUC e as razões $f_z/\rho = 2,32$ e $4,21$. Nota-se também que o sentido discordante de corte (Figura 4.72) apresentou menor altura de rebarba em relação ao sentido concordante de corte (Figura 4.71).

Figura 4.72 – Altura média das rebarbas de topo para o sentido discordante de corte.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

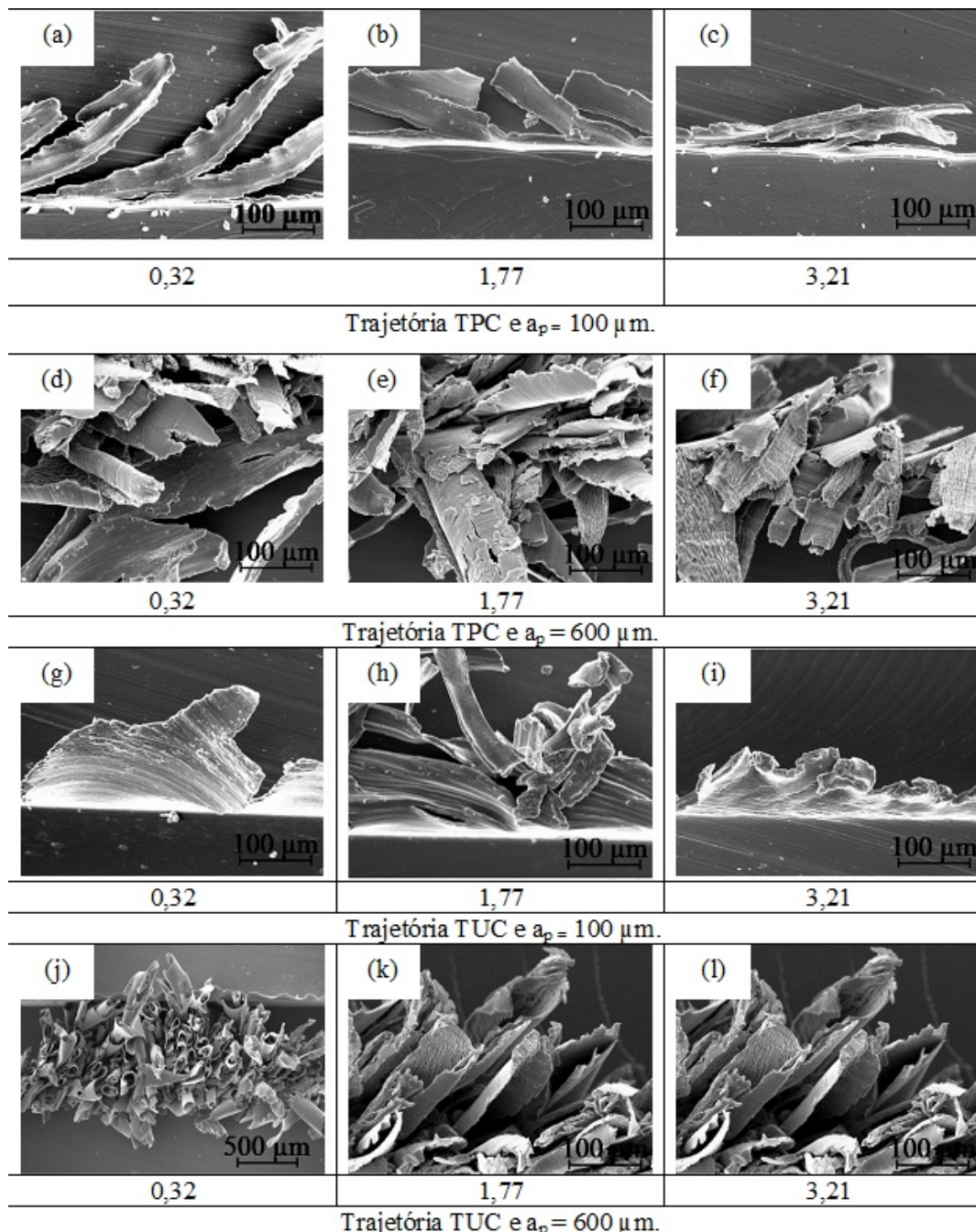
4.8.3 Avaliação da largura e altura das rebarbas de topo quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com diâmetro de $800 \mu\text{m}$

4.8.3.1 Influência das trajetórias de usinagem TUC e TPC na largura das rebarbas de topo

A Figura 4.73 apresenta a forma das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento concordante para as trajetórias TUC e TPC para as razões $f_z/\rho = 0,32$, $1,77$ e $3,21$ durante o microfresamento do TC4. Os principais tipos de rebarbas de topo encontradas no sentido concordante foram *primary burr*, *needle-like burr*, *feathery burr*, *minor burr*. A rebarba *needle-like burr* é formada devido a fratura da rebarba primária durante o microfresamento (Figuras 4.73a, 4.73b, 4.73c e 4.73h). O tipo *feathery burr* apresentou o maior tamanho de rebarba, como apresentado nas Figuras 4.73d, 4.73e, 4.73f, 4.73j, 4.73k e 4.73l. A rebarba de topo *primary burr*, exposta nas Figuras 4.73g e 4.73i é formada quando a ferramenta de corte falha na remoção do material da peça na forma de cavaco. Nessa situação ocorre apenas atrito e

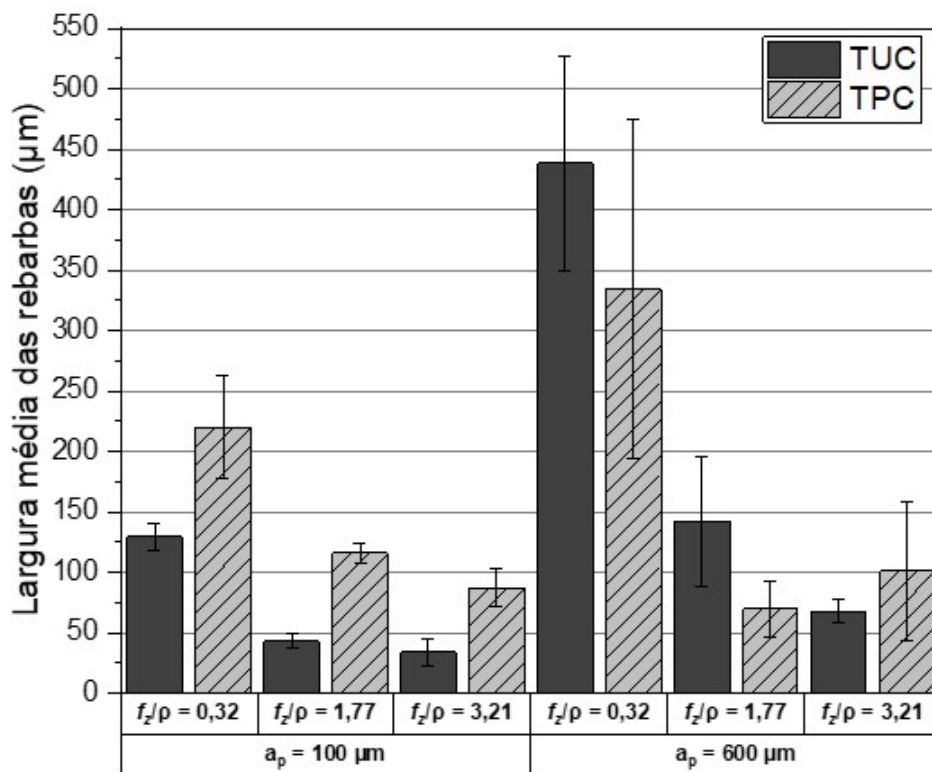
o material da peça é empurrado e deformado plasticamente pela ferramenta de corte. Não foram observadas rebarbas do tipo *minor burr* para o sentido de microfresamento concordante.

Figura 4.73 – Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento concordante para as razões $f_z/\rho = 0,32, 1,77$ e $3,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.



A Figura 4.74 apresenta os gráficos da influência da a_p em relação à largura das rebarbas de topo para $a_p = 100$ e $600 \mu\text{m}$. Da comparação, vale notar que quando utilizado $a_p = 600 \mu\text{m}$ nos ensaios de microfresamento, o fenômeno de formação das rebarbas de topo foi mais significativo em relação $a_p = 100 \mu\text{m}$. À medida que a_p aumenta, o contato entre a microfresa e a peça também aumenta, levando a um maior volume de material deformado plasticamente na lateral do canal e uma maior área no plano de cisalhamento. Assim, maior será a força de usinagem necessária para remover o material da peça. Isso significa que o mecanismo de corte sob estas condições provocou maior escoamento de material à frente da aresta de corte (mecanismo de formação de rebarba *Poisson*) para formar a rebarba de topo. Sugerindo que $a_p = 100 \mu\text{m}$ pode ser adotado para reduzir a formação de rebarbas de topo.

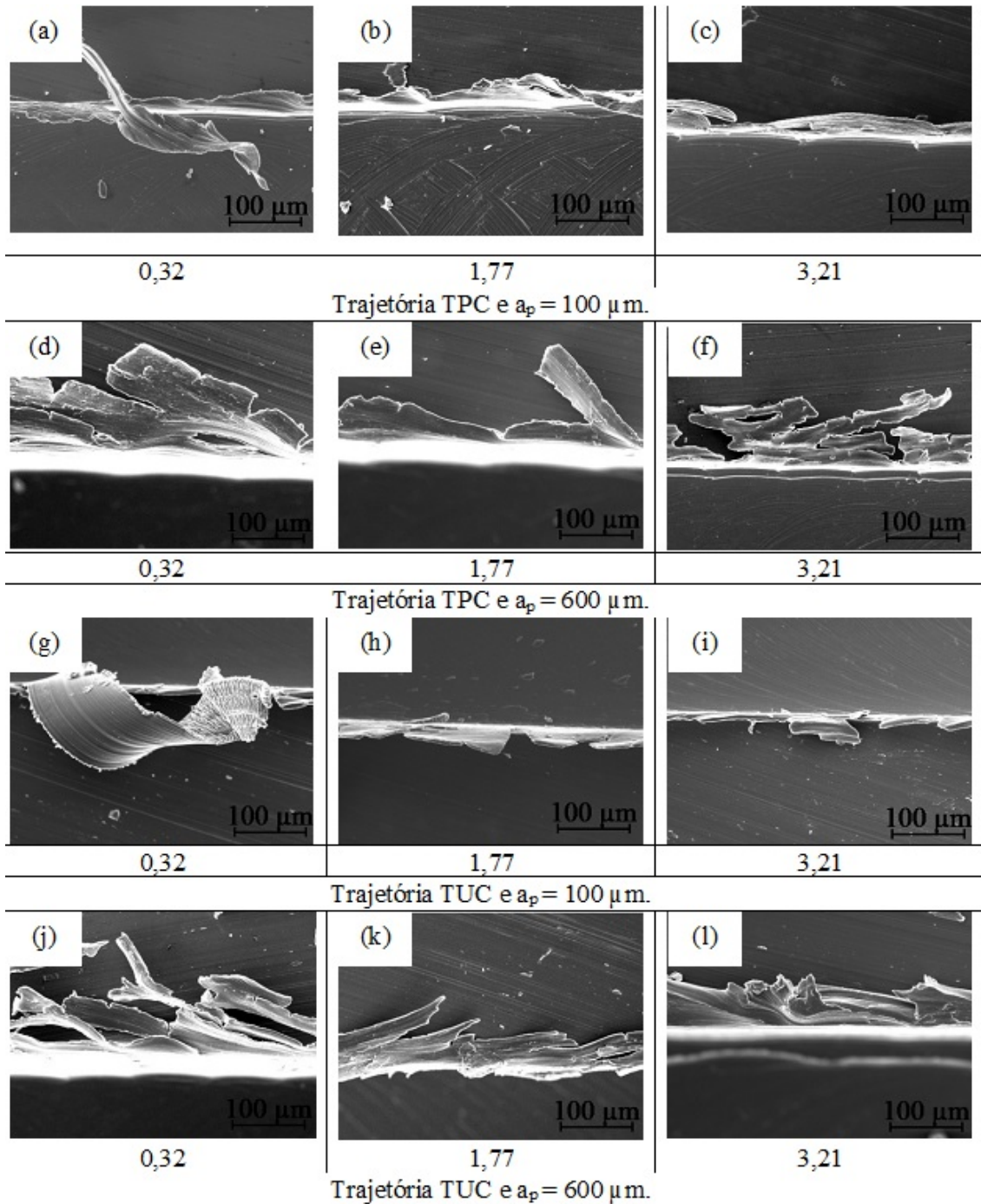
Figura 4.74 – Largura média das rebarbas de topo para o sentido concordante de microfresamento.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

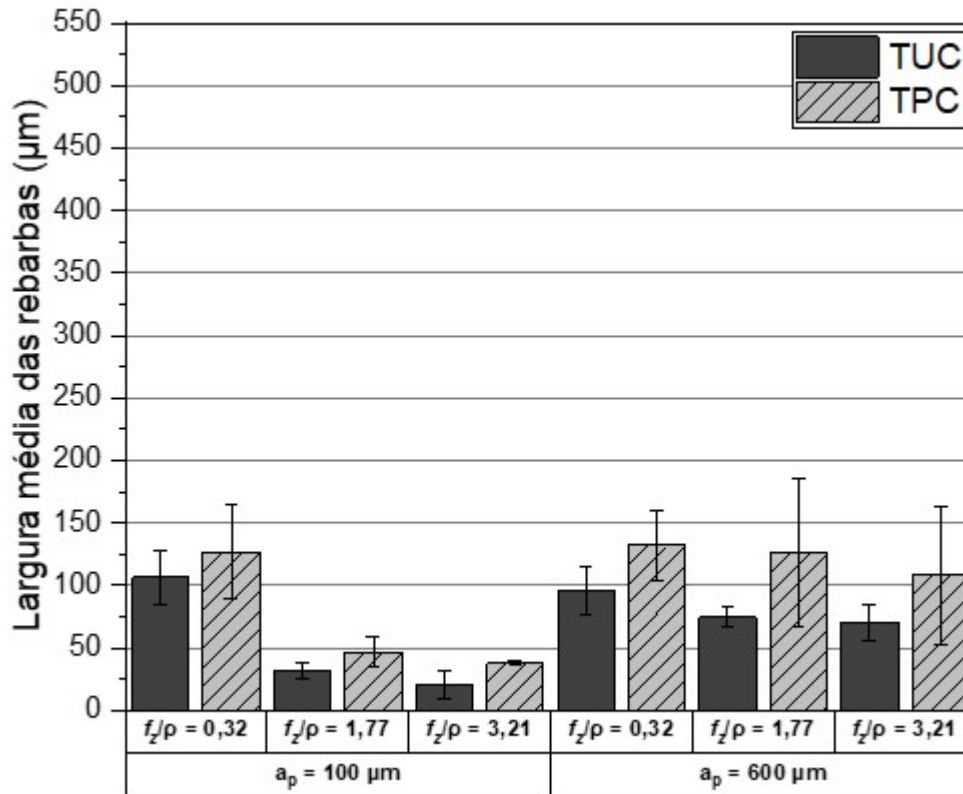
A Figura 4.75 apresenta a forma das rebarbas produzidas no sentido de microfresamento discordante de microfresamento para as trajetórias TUC e TPC para as razões $f_z/\rho = 0,32$, $1,77$ e $3,21$ durante o microfresamento do TC4. No sentido de microfresamento discordante foram encontradas rebarbas do tipo: *minor burr* exposta nas Figuras 4.75a, 4.75b, 4.75c, 4.75h, 4.75i e *feathery burr* apresentadas nas Figuras 4.75d, 4.75e, 4.75f, 4.75g, 4.75j, 4.75k e 4.75l. As rebarbas *minor burr* são formadas devido a fratura incompleta do cavaco e este tipo de rebarba quando comparadas as rebarbas do tipo *primary burr*, *needle-like burr* e *feathery burr* apresentam menores dimensões.

Figura 4.75 – Imagens de MEV da largura das rebarbas de topo formadas no sentido de microfresamento discordante para as razões $f_z/\rho = 0,32, 1,77$ e $3,21$. (a) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (g) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (h) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (i) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (j) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (k) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (l) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,21$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Figura 4.76 – Largura média das rebarbas de topo para o sentido discordante de microfresamento.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

Pode-se observar por meio das Figuras 4.75 e 4.76 que, para cada ensaio realizado, a largura das rebarbas de topo no sentido discordante de microfresamento é mais uniforme e menor em comparação com o sentido concordante de microfresamento (Figuras 4.73 e 4.74). Esse resultado foi semelhante ao apresentado no estudo realizado por Dornfeld, Min e Takeuchi (2006). Em todos os casos, a maior largura das rebarbas de topo foi verificada para a condição de usinagem $f_z/\rho = 0,32$, $a_p = 600 \mu\text{m}$ e sentido concordante de corte. Esse resultado foi observado independentemente da trajetória de usinagem utilizada. Com relação as trajetórias TUC e TPC foi verificado que quando os ensaios foram conduzidos com $a_p = 100 \mu\text{m}$ a trajetória TPC apresentou maior largura de rebarba de topo em relação a trajetória TUC independentemente do valor de f_z/ρ utilizado. Já para $a_p = 600 \mu\text{m}$ não foi possível identificar a influência das trajetórias TUC e TPC na largura das rebarbas de topo.

A principal razão para que a maior largura das rebarbas de topo seja encontrada para o sentido concordante de corte está relacionada com a cinemática da operação de microfresamento, que pode ser explicada pela quantidade de material sendo empurrado na frente da aresta de corte na direção de avanço da microfresa. Devido à contínua redução da espessura do cavaco, o material da peça foi removido de forma predominante pelo mecanismo de cisalhamento no início do corte seguido dos estágios de deformação elasto-plástica e recuperação elástica do material. Portanto, ao final de um ciclo de revolução da microfresa uma parcela do material da peça não forma

cavaco devido ao mecanismo de sulcamento do material. Nessa situação as rebarbas de topo são formadas pela incompleta fratura do material da peça durante a usinagem. Uma característica da formação destas rebarbas é que a velocidade de avanço e o movimento de corte estão na mesma direção e sentido, o que favorece a redução dos esforços de corte com o aumento do f_z , reduzindo o tamanho das rebarbas de topo e o atrito entre a microfresa e a peça.

O sentido de microfresamento discordante de corte inicia-se com uma espessura de corte menor no início do microfresamento e termina com uma espessura de corte maior ao final de um ciclo da microfresa. As rebarbas de topo formadas na borda do canal para este sentido de corte são causadas pela compressão da microfresa, recuperação elástica e atrito no estágio inicial de microfresamento, onde a espessura instantânea de corte é mínima. A formação destas rebarbas apresenta regularidade e é intensificada pela razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

Quando a razão f_z/ρ foi alterada de 0,32 para 1,77, a largura das rebarbas de topo diminuiu notavelmente. O maior tamanho da largura das rebarbas de topo para a razão f_z/ρ igual a 0,32 pode ser devido ao fato que o $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$ é menor que o valor do raio da aresta de corte ($\rho = 3,89 \mu\text{m}$) da microfresa. No microfresamento, devido ao efeito escala, quando o f_z é menor que o raio da aresta de corte da microfresa, a deformação elástica e plástica do material predominam em relação ao mecanismo de cisalhamento do material. Para esta situação, o material que não formou cavaco é comprimido pela microfresa e/ou empurrado pela aresta de corte até atingir a deformação plástica permanente, formando as rebarbas de topo. Este mecanismo é denominado *Poisson* e ocorre devido ao raio de aresta da microfresa e/ou pelo atrito entre a superfície de folga da microfresa e a peça. Os resultados obtidos suportam evidências de pesquisas anteriores presentes na literatura, como, por exemplo, Wu *et al.* (2021), que mostraram que a largura das rebarbas foi significativamente afetada pelo f_z .

Na operação de microfresamento, o f_z é o parâmetro essencial para determinar a espessura do cavaco, portanto, conforme o f_z aumenta, a espessura do cavaco também tende a aumentar. Para o $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$, a probabilidade do efeito escala ocorrer é maior em relação aos $f_z = 6,88$ e $12,5 \mu\text{m/dente}$. Esta tendência pode ser atribuída a razão f_z/ρ que determina o efeito do ρ na operação de microfresamento. À medida que a razão f_z/ρ aumenta o ângulo de saída é reduzido. Em tal condição, o fluxo de material durante o corte é aumentado e a força de corte diminui. Assim, fica restrita a ação do efeito escala que causa o aumento do tamanho das rebarbas. Esta condição é muito sensível quando o microfresamento de topo é realizado, onde a espessura do cavaco é mínima nas laterais do canal usinado.

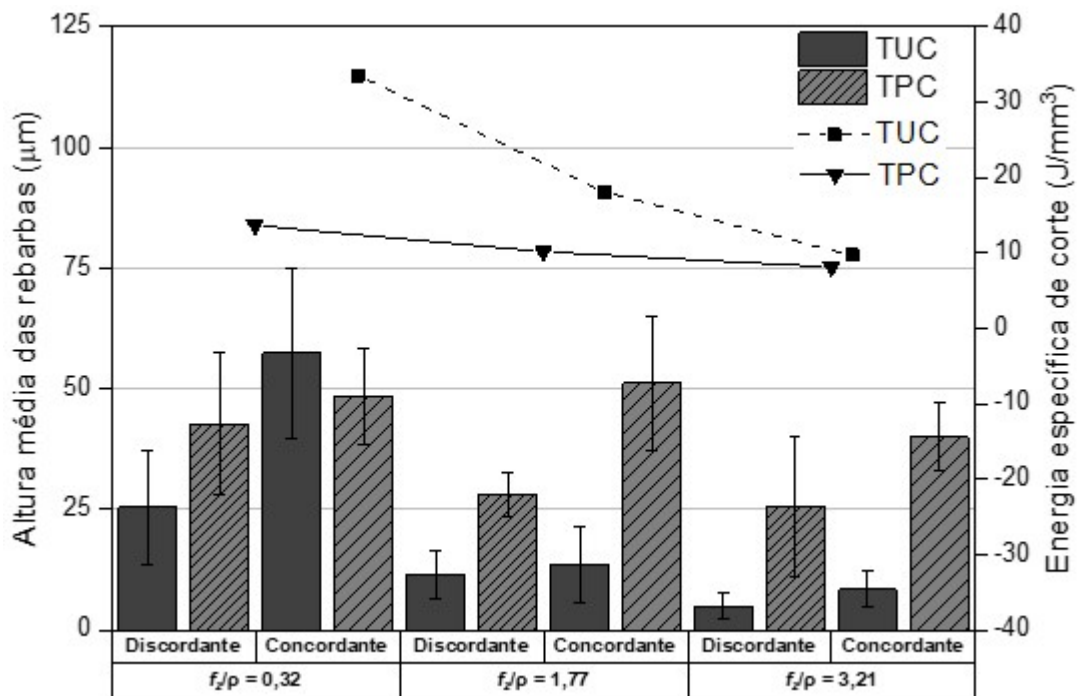
Com relação a energia específica de corte foi verificado que houve um maior consumo de energia para a razão $f_z/\rho = 0,32$ e trajetória TUC para remover o material da peça na forma de cavaco. Baseado na razão $f_z/\rho = 0,32$ pode-se inferir que o aumento da energia específica de corte pode ser responsável pelo aumento da largura das rebarbas de topo devido ao mecanismo de sulcamento do material provocado pelo efeito escala. No entanto, não foi possível identificar uma relação clara entre a energia específica de corte e as trajetórias TUC e TPC sobre a largura das

rebarbas de topo. Devido aos parâmetros determinados nos ensaios, a trajetória TUC apresentou maior taxa de remoção de material em relação a trajetória TPC, conseqüentemente, também apresentou maior energia específica de corte. Sendo assim, não foi possível associar a energia específica de corte proveniente das trajetórias TUC e TPC com o tamanho das rebarbas de topo.

4.8.4 Efeito da trajetória de usinagem na altura das rebarbas de topo

Ao analisar as Figuras 4.77 e 4.78, observa-se que o tamanho da altura da rebarba de topo oscilou entre 4,91 a 1208,5 μm dependendo da razão entre o f_z/ρ . A dimensão da altura das rebarbas de topo diminuiu comumente com o aumento da razão f_z/ρ . Assim como para a largura das rebarbas de topo pode-se verificar por meio da Figura 4.78 que a altura das rebarbas de topo foram maiores quando os ensaios foram conduzidos com a razão $f_z/\rho = 0,32$.

Figura 4.77 – Altura das rebarbas de topo para $a_p = 100 \mu\text{m}$.

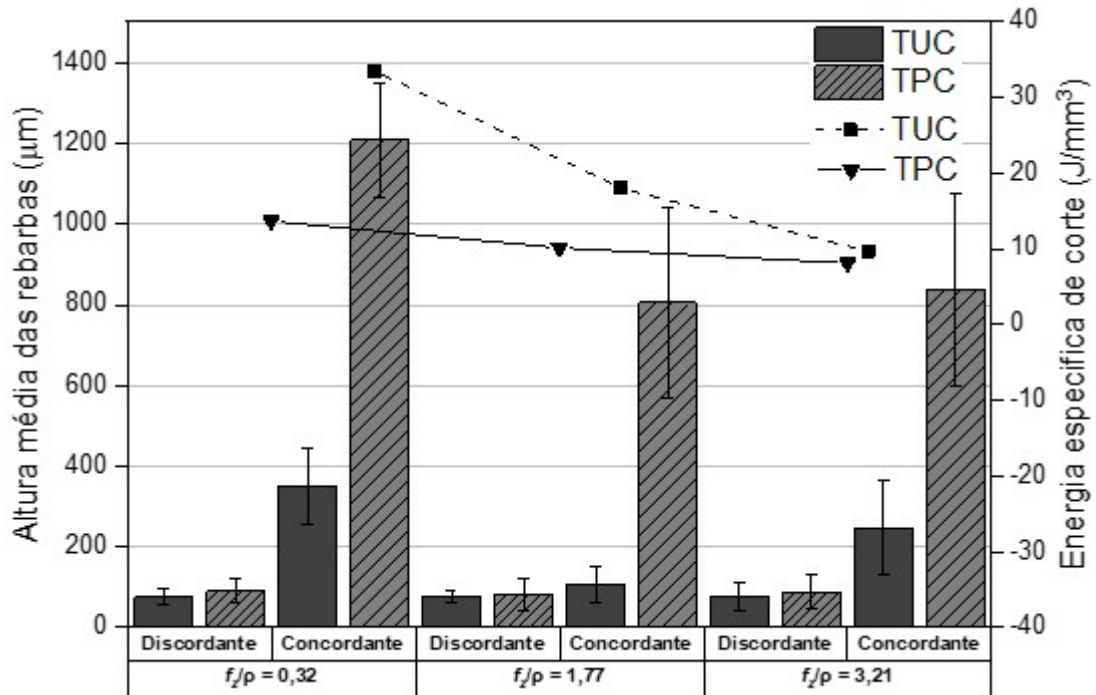


Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

A maior altura das rebarbas de topo foi observada para a trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$, $a_p = 600 \mu\text{m}$ e sentido concordante de corte (Figura 4.78). A razão para a maior altura das rebarbas de topo ter ocorrido para a trajetória TPC pode ser justificada pela penetração de trabalho (a_e) e pelo ângulo de contato entre a microfresa sobre o material do canal microusinado. À medida que a microfresa se desloca na direção de avanço provoca a variação da espessura instantânea do material removido e isso pode ocasionar o mecanismo de sulcamento do material principalmente quando a microfresa se encontra na entrada e saída do canal, pois nessas regiões a espessura instantânea de corte é comumente menor que o raio de aresta da microfresa. Para a trajetória TPC sugere-se que a espessura instantânea do cavaco foi menor em relação a trajetória TUC, ou seja,

quando empregado os mesmos valores de f_z e a_p a trajetória TPC formou cavacos, mais finos e arco de contato menor em relação a trajetória TUC. Assim, a região de sulcamento torna-se maior em comparação com a trajetória TUC devido ao menor valor de a_e em relação a trajetória TUC, contribuindo para a maior altura das rebarbas de topo.

Figura 4.78 – Altura das rebarbas de topo para $a_p = 600 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2020.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 CONCLUSÃO

A pesquisa apresentada teve como objetivo avaliar o comportamento do microfresamento do TC4, em relação as trajetórias TUC e TPC, por meio da variação dos parâmetros de entrada: f_z , a_p e diâmetro da microfresa. Deste modo pode-se concluir com relação a:

Caracterização das microfresas antes dos ensaios de microfresamento:

- Os resultados obtidos pela caracterização das microfresas demonstraram evidências de não uniformidade do revestimento de TiNAl na aresta de corte das microfresas.
- avaliação do diâmetro sugere que as microfresas analisadas se encontram dentro das tolerâncias dimensionais do fabricante, embora tenham apresentado desvio de aproximadamente $-20 \mu\text{m}$.

Ensaio pino sobre disco:

- os valores do coeficiente de atrito obtido por meio do ensaio de pino sobre disco apresentaram flutuações durante os ensaios quando se empregou a carga normal de 1 N. Observa-se também que a amplitude dos picos e dos vales referente as curvas de coeficiente de atrito tornaram-se menores com o aumento da carga normal aplicada, sendo este um indicativo da menor predominância de mecanismo de sulcamento.
- o aumento da velocidade de deslizamento promoveu a elevação da temperatura, o que consequentemente proporcionou menor resistência do material do pino, fato que provocou a redução do coeficiente de atrito para a carga normal de 10 N.
- com relação aos discos com revestimento o coeficiente de atrito diminui quando comparados aos disco sem revestimento e este comportamento pode ser atribuído a menor transferência de calor na interface.

Referenciamento da microfresa:

- os resultados de referenciamento da microfresa obtidos pela técnica de EA demonstraram que as microfresas com $\phi 500 \mu\text{m}$ apresentaram maior dano na superfície do TC4 em relação as microfresas com $\phi 800 \mu\text{m}$. Tal aspecto leva a concluir que o equipamento de EA apresenta sensibilidade relacionada a taxa de deformação do material, ou seja, a energia gerada durante a interação diminui com a redução do diâmetro da microfresa. A principal dificuldade encontrada para aplicação da técnica de EA foi reduzir a quantidade de ruído provenientes ao ambiente externo em relação ao sistema de microfresamento.

Força de usinagem:

- em relação a força na direção F_y , tanto o f_z , a_p , trajetória de usinagem e diâmetro da microfresa foram significativos. De um modo geral, observa-se que quando se empregou o $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$, uma maior força na direção F_y foi necessária para remover o material na forma de cavaco. Uma hipótese para explicar este comportamento, está relacionada ao efeito da energia específica de corte a qual tende de se elevar com diminuição da espessura do cavaco. Esse resultado mostra-se relevante pois, foi um indicativo de predominância do mecanismo de sulcamento em relação ao mecanismo de cisalhamento do material na operação de microfresamento.

- os valores registrados para a força na direção F_x quando os ensaios foram conduzidos com a microfresa com $\phi 500 \mu\text{m}$ e trajetória TPC demonstraram a ocorrência da deflexão da ferramenta. Por outro lado, a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$ apresentou maior estabilidade nos sinais da força na direção F_x , o que indica menor deflexão da ferramenta.

- as maiores forças na direção F_z foram obtidas para $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$, $a_p = 600 \mu\text{m}$, microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$ e trajetória TPC, fato esse associado ao mecanismo de sulcamento do material.

Energia específica de corte:

- os resultados dos cálculos da energia específica de corte demonstraram evidências que o mecanismo de sulcamento do material ocorreu para ambas as trajetórias de usinagem, mas foi mais pronunciado quando se empregou a trajetória TUC, $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. Sugerindo que o maior ângulo de contato entre a microfresa e a peça provocou o maior consumo de energia para remover o material na forma de cavaco devido ao mecanismo de sulcamento na parede do canal microusinado.

Sinais de EA:

- a intensidade dos sinais de EA aumentou para maiores de f_z (6,88 e 12,50 $\mu\text{m/dente}$), $a_p = 600 \mu\text{m}$, $\phi 800 \mu\text{m}$ e a trajetória TUC.

Rugosidade:

- os menores valores de rugosidade R_q e R_t foram encontrados quando se empregou a trajetória TUC, $f_z = 1,25 \mu\text{m/dente}$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

Rebarbas:

- a tendência verificada nos experimentos foi que a largura e a altura das rebarbas de topo foram maiores quando empregado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e quando imposto os $f_z/\rho = 1,77$ e 3,21 as dimensões das rebarbas de topo apresentaram redução de tamanho. O aumento da razão f_z/ρ causa redução da largura e altura das rebarbas de topo devido ao aumento do ângulo de saída da microfresa que proporciona melhor fluxo de cavacos e facilita a ação do mecanismo de cisalhamento do material. Assim, a largura e altura das rebarbas de topo tornam-se constantes ou observa-se uma ligeira queda. Também foi notado que as dimensões da altura das rebarbas de topo são comumente maiores para a trajetória TPC.

- o aumento da a_p resultou no aumento da largura e altura das rebarbas de topo devido ao maior volume de material usinado. A $a_p = 100 \mu\text{m}$ causou a redução da largura e altura das rebarbas de topo devido à melhor estabilidade do processo. Por outro, lado $a_p = 600 \mu\text{m}$ provocou o aumento na largura e altura das rebarbas devido a maior volume de material removido.

- com relação a energia específica de corte a trajetória TPC proporcionou o menor consumo de energia para remover o material na forma de cavaco. Devido a menor a_e e menor ângulo de contato entre a microfresa e a peça em relação à trajetória TUC. Este resultado é relevante pois as microfresas para a operação de microfresamento possuem menor rigidez em comparação com as fresas utilizadas no mesofresamento, e as forças de usinagem reduzidas minimiza a possibilidade da deflexão e quebra da microfresa. Baseado na razão $f_z/\rho = 0,32$ pode-se sugerir que o aumento da energia específica de corte pode ser responsável pela maior da largura e altura das rebarbas de topo devido ao sulcamento do material provocado pelo efeito escala. No entanto, não foi possível identificar uma relação clara entre a energia específica de corte e as trajetórias TUC e TPC sobre a largura e altura das rebarbas de topo.

5.2 Trabalho publicado

Effect of conventional and trochoidal milling paths on burr formation during micromilling of grade 4 commercially pure titanium - Arabian Journal for Science and Engineering

5.3 Trabalhos Futuros

- Repetir os ensaios de *preset* das microfresas e realizar a aquisição dos sinais de forças e EA em conjunto e assim, verificar o dano provocado pela microfresa na superfície usinada e correlacioná-los com os sinais registrados.

- Medir o batimento radial da microfresa montada no eixo árvore do centro de usinagem e verificar a influência do batimento radial durante o microfresamento.

- Para obter uma condição de microfresamento otimizada e minimizar a formação de rebarbas, propõe-se a realização de simulação usando o método dos elementos finitos. Uma vez concluída a simulação, os resultados obtidos podem ser extrapolados para determinar a condição de microfresamento mais adequada para minimizar a formação de rebarbas. Isso pode ser obtido analisando os dados e identificando a combinação de parâmetros do processo que resulta na menor altura e largura da rebarba.

- Realizar o microfresamento do TC4 utilizando fluidos vegetais, juntamente com a técnica de mínima quantidade de fluido (MQL), para reduzir os impactos ambientais e minimizar a altura e largura das rebarbas de topo.

- Utilizar a usinagem híbrida com o microfresamento mecânico juntamente com a

microusinagem a laser para reduzir as rebarbas. O microfresamento envolve o uso de ferramentas de corte para remover material de forma controlada. Enquanto, o fresamento a laser, usa um feixe de laser de alta energia para remover material da peça e pode ser usado para remover material com precisão sem gerar forças mecânicas, o que pode minimizar a formação de rebarbas. A combinação dessas duas técnicas pode ajudar a reduzir a altura das rebarbas, primeiro usando o microfresamento para remover o material da peça, e depois usando o laser para remover as rebarbas.

- Realizar ensaios de microfresamento com as trajetórias TUC e TPC com a mesma taxa de remoção de material.

- Realizar os ensaios de microfresamento em um centro de usinagem com a função *Look-ahead* para analisar previamente a trajetória da ferramenta contido nos blocos a frente do programa. Sem a função *Look-ahead* o CNC não consegue prever as desaceleração da ferramenta durante a mudança de percurso, prejudicando o contorno final da peça.

- Analisar o desgaste da microfresa e monitorar a largura e altura das rebarbas de topo durante os testes de microfresamento de TC4. A análise do desgaste da microfresa poderia ser realizada combinando técnicas como MEV, análise de força de usinagem e perfilometria, utilizando o desgaste de flanco como critério para o final de ensaio. Assim, seria possível verificar a influência do desgaste de flanco na força, bem como na largura e altura das rebarbas de topo ao longo do comprimento de usinagem.

REFERÊNCIAS

- AHMADI, M. *et al.* Microstructure effects on process outputs in micro scale milling of heat treated ti6al4v titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 252, p. 333–347, 2018. 56
- AHMED, Y. S. *et al.* Use of acoustic emission and cutting force signals to monitor built-up edge formation in stainless steel turning. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 103, n. 5-8, p. 2257–2276, 2019. 67
- ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 33, n. 4, p. 402–407, 2009. 44, 45
- ARAMCHAROEN, A. *et al.* Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 48, n. 14, p. 1578–1584, 2008. 94
- ARMAREGO, E.; DESHPANDE, N. Computerized predictive cutting models for forces in end-milling including eccentricity effects. *CIRP Annals*, Elsevier, v. 38, n. 1, p. 45–49, 1989. 132
- ASLANTAS, K. *et al.* Cutting performance of nano-crystalline diamond (ncd) coating in micro-milling of ti6al4v alloy. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 45, p. 55–66, 2016. 29, 72, 82, 94, 126
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. *NBR 10520: Informação e documentação - apresentação de citações em documentos*. Rio de Janeiro, 2002. 7 p.
- ASTM, F. Standard specification for unalloyed titanium for surgical implant applications. *American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA*, v. 67, 67. 38, 86, 107, 119
- ATTANASIO, A. *et al.* Influence of material microstructures in micromilling of ti6al4v alloy. *Materials*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 6, n. 9, p. 4268–4283, 2013. 57
- BALÁZS, B.; TAKÁCS, M. Experimental investigation and optimisation of the micro milling process of hardened hot-work tool steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 106, n. 11, p. 5289–5305, 2020. 82
- BALÁZS, B. Z. *et al.* A review on micro-milling: recent advances and future trends. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, p. 1–30, 2020. 55, 100, 137, 161, 184
- BANDAPALLI, C. *et al.* Experimental investigation of machinability parameters in high-speed micro-end milling of titanium (grade-2). *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 85, n. 9-12, p. 2139–2153, 2016. 55
- BAO, W.; TANSEL, I. Modeling micro-end-milling operations. part ii: tool run-out. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 40, n. 15, p. 2175–2192, 2000. 48, 157
- BARANOV, V. M. *et al.* *Acoustic emission in friction*. [S.l.]: Elsevier, 2011. 64

- BARRY, J.; BYRNE, G.; LENNON, D. Observations on chip formation and acoustic emission in machining ti-6al-4v alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 41, n. 7, p. 1055–1070, 2001. 66
- BIERMANN, D.; STEINER, M. Analysis of micro burr formation in austenitic stainless steel x5crni18-10. *Procedia Cirp*, Elsevier, v. 3, p. 97–102, 2012. 76, 81, 82
- BOURNE, K. A. *et al.* An acoustic emission-based method for determining contact between a tool and workpiece at the microscale. *Journal of manufacturing science and engineering*, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, v. 130, n. 3, 2008. 122
- BRINKSMEIER, E.; PREUSS, W. Micro-machining. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, The Royal Society Publishing, v. 370, n. 1973, p. 3973–3992, 2012. 42
- CAMARA, M. *et al.* State of the art on micromilling of materials, a review. *Journal of Materials Science & Technology*, Elsevier, v. 28, n. 8, p. 673–685, 2012. 29, 43
- CAMARA, M. A. Influência do efeito escala sobre a operação de microfresamento. Universidade Federal de Minas Gerais, 2014. 91, 180
- CÂMARA, M. A. *et al.* Determination of the critical undeformed chip thickness in micromilling by means of the acoustic emission signal. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 46, p. 377–382, 2016. 45, 69
- CAROU, D. *et al.* Latest advances in the micro-milling of titanium alloys: a review. *Procedia Manufacturing*, Elsevier, v. 13, p. 275–282, 2017. 30, 75
- CERETTI, E.; GIARDINI, C.; ATTANASIO, A. Experimental and simulative results in sheet incremental forming on cnc machines. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 152, n. 2, p. 176–184, 2004. 50
- CHAE, J.; PARK, S.; FREIHEIT, T. Investigation of micro-cutting operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 46, n. 3-4, p. 313–332, 2006. 43, 45, 58, 167
- CHANGE, I. P. on C. Summary for policymakers. In: _____. *Climate Change 2013 – The Physical Science Basis: Working Group I Contribution to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*. [S.l.]: Cambridge University Press, 2014. p. 1–30. 30
- CHEN, W. *et al.* An improved cutting force model for micro milling considering machining dynamics. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 93, n. 9-12, p. 3005–3016, 2017. 54
- CHERN, G.-L. *et al.* Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-edm. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 31, n. 2, p. 122–129, 2007. 181
- CHUNG, S.-H.; PEARN, W.; YANG, Y.-S. A comparison of two methods for transforming non-normal manufacturing data. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 31, n. 9-10, p. 957–968, 2007. 154

- CLASSIFICATION, A. S. of M. E. S. C. B.; QUALITIES, D. of S.; INSTITUTE, A. N. S. *Surface Texture: Surface Roughness, Waviness and Lay*. [S.l.]: Amer Society of Mechanical, 2003. 71
- COLLINGS, E. The physical metallurgy of titanium alloys. *Metals Park Ohio*, American Society for Metals, v. 3, 1984. 36
- COUTINHO, T. de A. *Metalografia de não ferrosos: análise e prática*. [S.l.]: Edgard Blucher, 1980. 88
- DEFENSE, U. S. D. of. *Military Handbook: Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures*. [S.l.]: US Department of Defense, 1990. v. 1. 41
- DHAR, N.; AHMED, M.; ISLAM, S. An experimental investigation on effect of minimum quantity lubrication in machining aisi 1040 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 47, n. 5, p. 748–753, 2007. 30
- DIMOV, S. *et al.* Micromilling strategies: optimization issues. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Sage Publications Sage UK: London, England, v. 218, n. 7, p. 731–736, 2004. 29, 54
- DING, H. *et al.* Sliding friction and wear behavior of tc11 in aqueous condition. *Wear*, Elsevier, v. 263, n. 1-6, p. 117–124, 2007. 117
- DONACHIE, M. J. *Titanium: a technical guide*. [S.l.]: ASM international, 2000. 41
- DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y. Recent advances in mechanical micromachining. *CIRP annals*, Elsevier, v. 55, n. 2, p. 745–768, 2006. 44, 191
- DUCROUX, E. *et al.* Analysis and modelling of trochoidal milling in inconel 718. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 82, p. 473–478, 2019. 53
- ELIAS, C. *et al.* Biomedical applications of titanium and its alloys. *Jom*, Springer, v. 60, n. 3, p. 46–49, 2008. 34
- ERÇETIN, A.; ASLANTAS, K.; ÖZGÜN, Ö. Micro-end milling of biomedical tz54 magnesium alloy produced through powder metallurgy. *Machining Science and Technology*, Taylor & Francis, p. 1–24, 2020. 47
- EVANS, C. J. Precision engineering: an evolutionary perspective. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, The Royal Society Publishing, v. 370, n. 1973, p. 3835–3851, 2012. 42
- FANG, Z. Z.; FROES, F.; ZHANG, Y. Extractive metallurgy of titanium: Conventional and recent advances in extraction and production of titanium metal. Elsevier, 2019. 33, 34
- FEYNMAN, R. P. There's plenty of room at the bottom [data storage]. *Journal of microelectromechanical systems*, IEEE, v. 1, n. 1, p. 60–66, 1992. 41
- FROES, F. *Titanium: physical metallurgy, processing, and applications*. [S.l.]: ASM international, 2015. 34, 38
- GAO, S. *et al.* Research on specific cutting energy and parameter optimization in micro-milling of heat-resistant stainless steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 89, n. 1, p. 191–205, 2017. 58

- GENTILI, E.; TABAGLIO, L.; AGGOGERI, F. Review on micromachining techniques. In: *AMST'05 advanced manufacturing systems and technology*. [S.l.]: Springer, 2005. p. 387–396. 43
- GILBIN, A. *et al.* Capability of tungsten carbide micro-mills to machine hardened tool steel. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Springer, v. 14, n. 1, p. 23–28, 2013. 81
- GILLESPIE, L. K. The formation and properties of machining burrs. 1973. 78
- GROSSE, C. U.; OHTSU, M. *Acoustic emission testing*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2008. 64, 65
- GUIMU, Z. *et al.* Experimental study on the milling of thin parts of titanium alloy (tc4). *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 138, n. 1-3, p. 489–493, 2003. 50
- HAN, J. *et al.* Investigation on micro-milling of ti-6al-4v alloy by pcd slotting-tools. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Springer, v. 21, n. 2, p. 291–300, 2020. 29
- HASHIMURA, M.; CHANG, Y.; DORNFELD, D. Analysis of burr formation mechanism in orthogonal cutting. 1999. 77
- HINES, W. *et al.* Probabilidade e estatística na engenharia. 4ª edição. *Editora LTC, Rio de Janeiro*, 2006. 155, 164
- HUO, D. *et al.* Modeling the influence of tool deflection on cutting force and surface generation in micro-milling. *Micromachines*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 8, n. 6, p. 188, 2017. 157
- HUTCHINGS, I.; SHIPWAY, P. *Tribology: friction and wear of engineering materials*. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2017. 116
- JACKSON, M. J. *et al.* Predicting chip and non-chip formation when micromachining ti-6al-4v titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 91, n. 1-4, p. 955–985, 2017. 45, 61
- JAFFERY, S.; MATIVENGA, P. Assessment of the machinability of ti-6al-4v alloy using the wear map approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 40, n. 7-8, p. 687–696, 2009. 82
- JANG, K.-I. *et al.* Deburring microparts using a magnetorheological fluid. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 53, n. 1, p. 170–175, 2012. 77
- JEMIELNIAK, K.; ARRAZOLA, P. Application of ae and cutting force signals in tool condition monitoring in micro-milling. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Elsevier, v. 1, n. 2, p. 97–102, 2008. 67
- JIN, S. Y. *et al.* Burr formation and its treatments—a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, p. 1–22, 2020. 77
- KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. *Manufacturing Engineering*. [S.l.]: Pearson Prentice Hall: Upper Saddle River, NJ, USA, 2009. 100

- KAMENÍK, R. *et al.* Identification of tool wear intensity during miniature machining of austenitic steels and titanium. *Procedia engineering*, Elsevier, v. 192, p. 410–415, 2017. 31
- KANG, I. S.; KIM, J. S.; SEO, Y. W. Cutting force model considering tool edge geometry for micro end milling process. *Journal of Mechanical Science and Technology*, Springer, v. 22, n. 2, p. 293, 2008. 46
- KHAN, K. *et al.* Effect of tool path complexity on top burrs in micromilling. *Procedia Manufacturing*, Elsevier, v. 34, p. 432–439, 2019. 29, 71, 77
- KIM, C.-J.; MAYOR, J. R.; NI, J. A static model of chip formation in microscale milling. *J. Manuf. Sci. Eng.*, v. 126, n. 4, p. 710–718, 2004. 49, 100, 124
- KIM, D. H.; LEE, P.-H.; LEE, S. W. Experimental study on machinability of ti-6al-4v in micro end-milling. *WCE*, 2014. 80
- KISTLER. *dinamômetro kistler 9272*. 2020. Disponível em: <<https://www.m3.tuc.gr/EQUIPMENT/MIKRODYNAMOMETRO/cutting%20force%20measurement.pdf>>. Acesso em: 10 fev. 2020. 99
- KOÇ, M.; ÖZEL, T. *Micro-manufacturing: design and manufacturing of micro-products*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2011. 28
- KOU, Z. *et al.* Burr controlling in micro milling with supporting material method. *Procedia Manufacturing*, Elsevier, v. 1, p. 501–511, 2015. 78
- KREBS, E. *et al.* High-quality cutting edge preparation of micromilling tools using wet abrasive jet machining process. *Production Engineering*, Springer, v. 12, n. 1, p. 45–51, 2018. 109
- KUMAR, M.; BAJPAI, V. Experimental investigation of top burr formation in high-speed micro-milling of ti6al4v alloy. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 234, n. 4, p. 730–738, 2020. 79
- KUMAR, P. *et al.* Recent advances in characterization, modeling and control of burr formation in micro-milling. *Manufacturing Letters*, Elsevier, v. 13, p. 1–5, 2017. 82
- KUNDU, A. *et al.* Anomalously large lattice thermal conductivity in metallic tungsten carbide and its origin in the electronic structure. *Materials Today Physics*, Elsevier, p. 100214, 2020. 119
- KURAM, E.; OZCELIK, B. Effects of tool paths and machining parameters on the performance in micro-milling of ti6al4v titanium with high-speed spindle attachment. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 84, n. 1-4, p. 691–703, 2016. 29, 51
- LACALLE, L. L. D. *et al.* Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in the programming of complex surfaces milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 47, n. 2, p. 388–400, 2007. 132
- LAURO, C. *et al.* 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*, Springer, v. 81, n. 9, p. 1591–1599, 2015. 63
- LAWAL, S. A.; CHOUDHURY, I. A.; NUKMAN, Y. Application of vegetable oil-based metalworking fluids in machining ferrous metals—a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 52, n. 1, p. 1–12, 2012. 30

- LEE, D.-E. *et al.* Precision manufacturing process monitoring with acoustic emission. In: *Condition Monitoring and Control for Intelligent Manufacturing*. [S.l.]: Springer, 2006. p. 33–54. 66
- LEE, Y. J.; WANG, H. Current understanding of surface effects in microcutting. *Materials & Design*, Elsevier, p. 108688, 2020. 35, 42
- LEKKALA, R. *et al.* Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 35, n. 4, p. 625–637, 2011. 80
- LI, G. *et al.* Modeling and experimental study on the force of micro-milling titanium alloy based on tool runout. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 87, n. 1-4, p. 1193–1202, 2016. 59, 60
- LI, H.; LIU, K.; LI, X. A new method for determining the undeformed chip thickness in milling. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 113, n. 1-3, p. 378–384, 2001. 48, 100
- LIANG, Z. *et al.* Cutting performance of different coated micro end mills in machining of ti-6al-4v. *Micromachines*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 9, n. 11, p. 568, 2018. 94
- LITWINSKI, K. M. *et al.* Scalability of tool path planning to micro machining. 2006. 76
- LIU, H. *et al.* Experimental research of milling force and surface quality for tc4 titanium alloy of micro-milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 79, n. 1-4, p. 705–716, 2015. 58
- LIU, X.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. Model-based analysis of the surface generation in microendmilling—part i: Model development. 2007. 47
- LU, X. *et al.* Three-dimensional dynamic cutting forces prediction model during micro-milling nickel-based superalloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 81, n. 9-12, p. 2067–2086, 2015. 30, 177
- LÜTJERING, G.; WILLIAMS, J. C. *Titanium*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2007. 1, 33, 35, 36, 37, 39, 41
- MALAYATH, G.; SIDPARA, A. M.; DEB, S. Study of different materials response in micro milling using four edged micro end mill tools. *Journal of Manufacturing Processes*, Elsevier, v. 56, p. 169–179, 2020. 80
- MALEKIAN, M.; PARK, S. S.; JUN, M. B. Tool wear monitoring of micro-milling operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 209, n. 10, p. 4903–4914, 2009. 67
- MAMEDOV, A.; LAZOGLU, I. An evaluation of micro milling chip thickness models for the process mechanics. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 87, n. 5, p. 1843–1849, 2016. 48
- MAMEDOV, A.; LAZOGLU, I. Thermal analysis of micro milling titanium alloy ti-6al-4v. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 229, p. 659–667, 2016. 56
- MARTELLOTTI, M. An analysis of the milling process. *Trans ASME*, v. 63, p. 677, 1941. 47
- MASIKANE, M. A. *et al.* Densification and tensile properties of titanium grade 4 produced using different routes. *Procedia Manufacturing*, Elsevier, v. 35, p. 826–832, 2019. 38

- MASUZAWA, T. State of the art of micromachining. *Cirp Annals*, Elsevier, v. 49, n. 2, p. 473–488, 2000. 43
- MIAN, A.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. Identification of factors that dominate size effect in micro-machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 51, n. 5, p. 383–394, 2011. 65, 69, 70, 82, 122, 169, 171
- MIAN, A. J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Chip formation in microscale milling and correlation with acoustic emission signal. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 56, p. 63–78, 2011. 150
- MING, L.; CE, H.; HAFEEZ, H. M. Four-axis trochoidal toolpath planning for rough milling of aero-engine blisks. *Chinese Journal of Aeronautics*, Elsevier, v. 32, n. 8, p. 2009–2016, 2019. 52
- MIRANDA, M. *et al.* Tool edge radius wear and material removal rate performance charts for titanium micro-milling. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Springer, v. 19, n. 1, p. 79–84, 2018. 55
- MIX, P. E. *Introduction to nondestructive testing: a training guide*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2005. 64
- NETO, B. B.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. E. *Como Fazer Experimentos-: Pesquisa e Desenvolvimento na Ciência e na Indústria*. [S.l.]: Bookman Editora, 2010. 155
- NEUGEBAUER, R.; SCHMIDT, G.; DIX, M. Size effects in drilling burr formation. In: *Burrs-Analysis, Control and Removal*. [S.l.]: Springer, 2010. p. 117–127. 82
- NIAKI, F. A.; PLETA, A.; MEARS, L. Trochoidal milling: investigation of a new approach on uncut chip thickness modeling and cutting force simulation in an alternative path planning strategy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 97, n. 1-4, 2018. 30, 50
- NIAKI, F. A. *et al.* Trochoidal milling: investigation of dynamic stability and time domain simulation in an alternative path planning strategy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 102, n. 5-8, p. 1405–1419, 2019. 53
- OLEJÁROVÁ, Š. *et al.* Measurements and evaluation of measurements of vibrations in steel milling process. *Measurement*, Elsevier, v. 106, p. 18–25, 2017. 61
- OLIAEI, S. N. B.; KARPAT, Y. Experimental investigations on micro milling of stavax stainless steel. In: ELSEVIER. *Proceedings of the 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC 2014*. [S.l.], 2014. v. 14, p. 377–382. 29
- OLIAEI, S. N. B.; KARPAT, Y. Built-up edge effects on process outputs of titanium alloy micro milling. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 49, p. 305–315, 2017. 76
- OLIVEIRA, F. B. D. *et al.* Size effect and minimum chip thickness in micromilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 89, p. 39–54, 2015. 44, 45, 46, 59, 63
- OTKUR, M.; LAZOGLU, I. Trochoidal milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 47, n. 9, p. 1324–1332, 2007. 52
- ÖZEL, T. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International journal of machine tools and manufacture*, Elsevier, v. 46, n. 5, p. 518–530, 2006. 121

- ÖZEL, T.; OLLEAK, A.; THEPSONTHI, T. Micro milling of titanium alloy ti-6al-4v: 3-d finite element modeling for prediction of chip flow and burr formation. *Production Engineering*, Springer, v. 11, n. 4-5, p. 435–444, 2017. 28, 56
- ÖZEL, T. *et al.* Experiments and finite element simulations on micro-milling of ti-6al-4v alloy with uncoated and cbn coated micro-tools. *CIRP annals*, Elsevier, v. 60, n. 1, p. 85–88, 2011. 60
- PIQUARD, R. *et al.* Micro-end milling of niti biomedical alloys, burr formation and phase transformation. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 38, n. 2, p. 356–364, 2014. 81
- POLINI, W.; TURCHETTA, S. Cutting force, tool life and surface integrity in milling of titanium alloy ti-6al-4v with coated carbide tools. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 230, n. 4, p. 694–700, 2016. 50
- POLMEAR, I. *et al.* *Light alloys: metallurgy of the light metals*. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2017. 35, 38
- POST, T. W. *Como customizar o abnTeX2*. 2020. Wiki do abnTeX2. Disponível em: <https://www.washingtonpost.com/national/health-science/getting-a-dental-implant-from-a-dental-school-can-save-you-money/2012/01/10/gIQA06iiBR_story.html>. Acesso em: 25 ago. 2020. 31
- PRAKASH, M.; KANTHABABU, M. In-process tool condition monitoring using acoustic emission sensor in microendmilling. *Machining Science and Technology*, Taylor & Francis, v. 17, n. 2, p. 209–227, 2013. 68
- PRAKASH, M.; KANTHABABU, M.; RAJURKAR, K. Investigations on the effects of tool wear on chip formation mechanism and chip morphology using acoustic emission signal in the microendmilling of aluminum alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 77, n. 5-8, p. 1499–1511, 2015. 68, 69
- PRATAP, T.; PATRA, K.; DYAKONOV, A. A. Modeling cutting force in micro-milling of ti-6al-4 v titanium alloy. *Procedia Engineering*, Elsevier, v. 129, p. 134–139, 2015. 58
- RAMASUBRAMANIAN, K.; ARUNACHALAM, N.; RAO, M. R. A study on cvd diamond coated cutting tools wear performance using vibration and acoustic emission signals. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 72, p. 1415–1420, 2018. 67
- RAY, D. *et al.* Analysis on specific cutting energy in micro milling of bulk metallic glass. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, p. 1–17, 2020. 168
- REHMAN, G. U. *et al.* Analysis of burr formation in low speed micro-milling of titanium alloy (ti-6al-4v). *Mechanical Sciences*, Copernicus GmbH, v. 9, n. 2, p. 231–243, 2018. 81
- REZAEI, H.; SADEGHI, M. H.; BUDAK, E. Determination of minimum uncut chip thickness under various machining conditions during micro-milling of ti-6al-4v. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 95, n. 5-8, p. 1617–1634, 2018. 74, 75
- RSTEAMSC. *Como customizar o abnTeX2*. 2020. Wiki do abnTeX2. Disponível em: <<https://www.instragam.com/rsteamsc/hl=pt-br.>> Acesso em: 25 ago. 2020. 43

- SAHOO, P.; PATRA, K. Mechanistic modeling of cutting forces in micro-end-milling considering tool run out, minimum chip thickness and tooth overlapping effects. *Machining Science and Technology*, Taylor & Francis, 2018. 59
- SAHOO, P. *et al.* Size effects in micro end-milling of hardened p-20 steel. *Materials Today: Proceedings*, Elsevier, v. 5, n. 11, p. 23726–23732, 2018. 49
- SAMANI, M. *et al.* Thermal conductivity of titanium nitride/titanium aluminum nitride multilayer coatings deposited by lateral rotating cathode arc. *Thin Solid Films*, Elsevier, v. 578, p. 133–138, 2015. 119
- SAMUEL, J. *et al.* Micro/meso-scale mechanical machining 2020: A two-decade state-of-the-field review. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, v. 142, n. 11, 2020. 28, 42
- SARTORI. *Como customizar o abnTeX2*. 2020. Wiki do abnTeX2. Disponível em: <<https://sartori.ind.br/perfil-produto/sistema-de-fixacao-para-laminoplastia/2>>. Acesso em: 25 ago. 2020. 31
- SHIXIONG, W. *et al.* Trochoidal machining for the high-speed milling of pockets. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 233, p. 29–43, 2016. 152
- SON, S. M.; LIM, H. S.; AHN, J. H. Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 45, n. 4-5, p. 529–535, 2005. 45, 48, 49
- SOUZA, P. S. *et al.* Analysis of the surface energy interactions in the tribological behavior of alcrn and tialn coatings. *Tribology International*, Elsevier, v. 146, p. 106206, 2020. 92
- SZALÓKI, I.; CSUKA, S.; SIPOS, S. New test results in cycloid-forming trochoidal milling. *Acta Polytechnica Hungarica*, v. 11, n. 2, p. 215–228, 2014. 53
- TURBINE, A. *Turbina modelo 650bt40*. 2020. Disponível em: <<http://www.airturbinetools.com/spindles/specs/650bt40.html>>. Acesso em: 29 out. 2020. 94
- UHLMANN, E. *et al.* The potential of reducing the energy consumption for machining tial6v4 by using innovative metal cutting processes. In: *11th Global Conference on Sustainable Manufacturing*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 646–651. 53
- UHLMANN, E. *et al.* Influence of cutting edge preparation on the performance of micro milling tools. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 46, p. 214–217, 2016. 72
- UHLMANN, E.; PILTZ, S.; SCHAUER, K. Micro milling of sintered tungsten–copper composite materials. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 167, n. 2-3, p. 402–407, 2005. 76
- VENKATESH, V. *et al.* Review on the machining characteristics and research prospects of conventional microscale machining operations. *Materials and Manufacturing Processes*, Taylor & Francis, v. 32, n. 3, p. 235–262, 2017. 29
- VIPINDAS, K.; ANAND, K.; MATHEW, J. Effect of cutting edge radius on micro end milling: force analysis, surface roughness, and chip formation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 97, n. 1-4, p. 711–722, 2018. 49, 59, 73

- VIPINDAS, K.; MATHEW, J. Wear behavior of tialn coated wc tool during micro end milling of ti-6al-4v and analysis of surface roughness. *Wear*, Elsevier, v. 424, p. 165–182, 2019. 73, 94
- 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. 76
- VOORT, G. F. V. *et al.* Asm handbook. *Metallography and microstructures*, ASM International Materials Park, OH, v. 9, p. 44073–0002, 2004. 40
- WALPOLE, R. E. *Probabilidade & Estatística para engenharia e ciências*. [S.l.]: Pearson Prentice Hall, 2009. 159
- WANG, Y. *et al.* The micro-cutting performance of cermet and coated wc micro-mills in machining of tc4 alloy micro-grooves. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 96, n. 1-4, p. 1403–1414, 2018. 29
- WANG, Y. *et al.* 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*, Elsevier, v. 141, p. 105900, 2020. 73, 74
- WANG, Y. *et al.* Analyzing the performance of self-developed cermet micro end mills in machining of tc4 alloy micro-grooves. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 71, p. 424–428, 2018. 30, 62
- WANG, Z. *et al.* Built-up-edge effects on surface deterioration in micromilling processes. *Journal of Manufacturing Processes*, Elsevier, v. 24, p. 321–327, 2016. 43
- WASZCZUK, K. *et al.* Influence of the trochoidal tool path on quality surface of groove walls. *Advances in Science and Technology. Research Journal*, v. 13, n. 3, 2019. 30, 175, 178
- WEGENER, K. *et al.* Success story cutting. *Procedia CIRP*, Elsevier, v. 46, p. 512–524, 2016. 55
- WU, X. *et al.* Experimental research on the top burr formation in micro milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 117, n. 11, p. 3477–3486, 2021. 192
- WU, X.; LI, L.; HE, N. Investigation on the burr formation mechanism in micro cutting. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 47, p. 191–196, 2017. 82
- WU, X. *et al.* Investigation on the influence of material microstructure on cutting force and bur formation in the micro cutting of copper. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 79, n. 1-4, p. 321–327, 2015. 50
- YABO, Z. *et al.* Burr formation mechanism and machining parameter effect in slot micro-milling titanium alloy ti6al4v. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, p. 1–14, 2022. 137
- YADAV, A. K. *et al.* Fe modeling of burr size in high-speed micro-milling of ti6al4v. *Precision Engineering*, Elsevier, v. 49, p. 287–292, 2017. 80, 81
- YANG, Z. C. *et al.* Effects of high-speed milling parameters on surface integrity of tc4 titanium alloy. *Journal of Northwestern Polytechnical University*, v. 27, n. 4, p. 538–543, 2009. 178

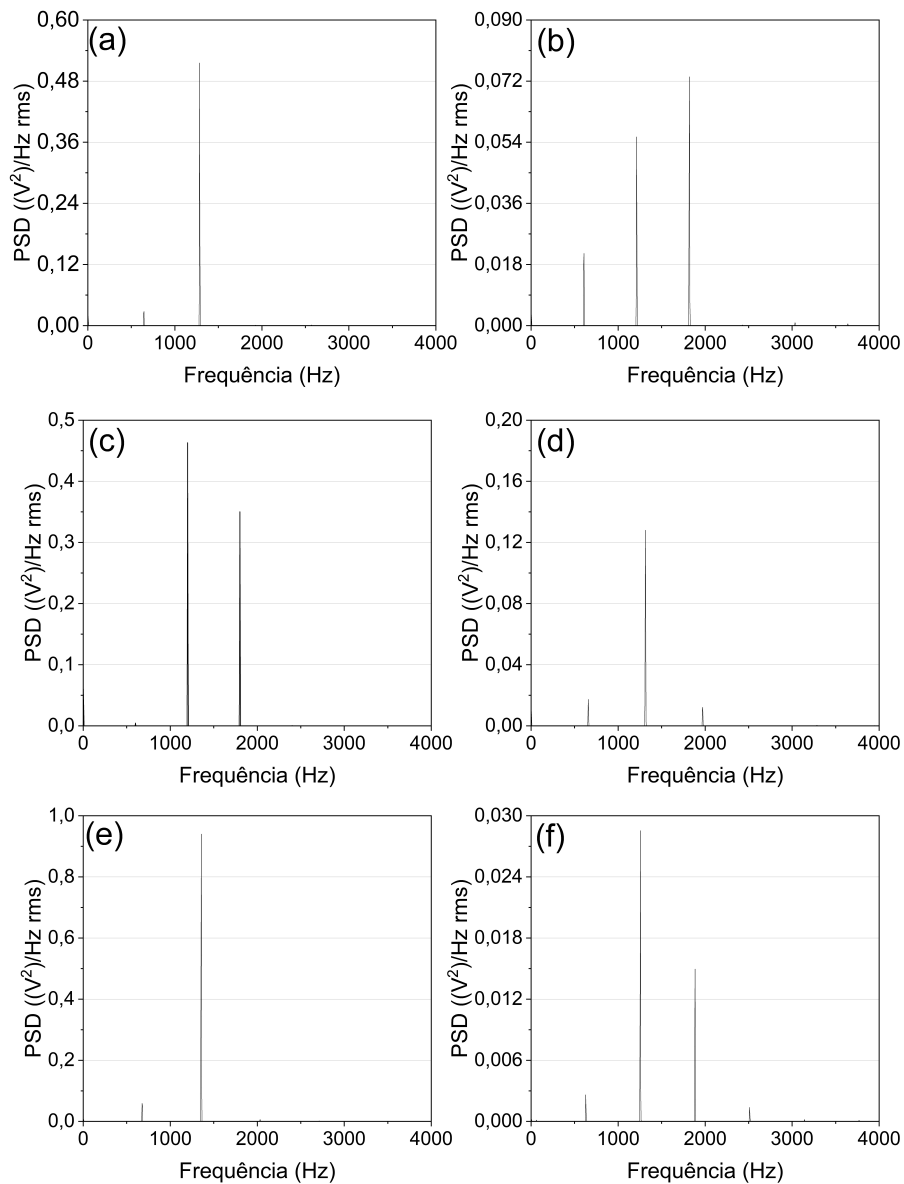
- YE, G.; XUE, S. Thermal gradient and its contribution to size effect of specific cutting energy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 101, n. 9-12, p. 2327–2339, 2019. 45
- YILMAZ, E.; BUDAK, E.; ÖZGÜVEN, H. N. Modeling and measurement of micro end mill dynamics using inverse stability approach. *Procedia Cirp*, Elsevier, v. 46, p. 242–245, 2016. 75
- YUAN, Z.; ZHOU, M.; DONG, S. Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 62, n. 4, p. 327–330, 1996. 48, 49
- ZHANG, J. *et al.* Analytical investigation of the micro groove surface topography by micro-milling. *Micromachines*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 10, n. 9, p. 582, 2019. 54, 177
- ZHANG, J. *et al.* Analytical investigation of the micro groove surface topography by micro-milling. *Micromachines*, MDPI, v. 10, n. 9, p. 582, 2019. 174, 179
- ZHANG, X. *et al.* Improved analytical prediction of burr formation in micro end milling. *International Journal of Mechanical Sciences*, Elsevier, v. 151, p. 461–470, 2019. 82
- ZHANG, Y. *et al.* Calculation and analysis of quasi-dynamic cutting force and specific cutting energy in micro-milling ti6al4v. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer, v. 120, n. 9, p. 6067–6078, 2022. 63
- ZHENG, J. *et al.* Study on size effect affected progressive microforming of conical flanged parts directly using sheet metals. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 272, p. 72–86, 2019. 44
- ZIBEROV, M. *et al.* Effect of cutting fluid on micromilling of ti-6al-4v titanium alloy. *Procedia Manufacturing*, Elsevier, v. 5, p. 332–347, 2016. 29
- ZLAMAL, T. *et al.* The influence of surface treatment of pvd coating on its quality and wear resistant. *Coatings*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 9, n. 7, p. 439, 2019. 112
- ZLATIN, N.; FIELD, M. Procedures and precautions in machining titanium alloys. In: *Titanium science and technology*. [S.l.]: Springer, 1973. p. 489–504. 71
- ZOU, Z. *et al.* Study of different micro milling blades on milling titanium alloy tc4. In: IOP PUBLISHING. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. [S.l.], 2020. v. 751, n. 1, p. 012082. 30, 60, 61

A APÊNDICE A

Força na direção F_y

A Figura A.1a e Figura A.1b apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

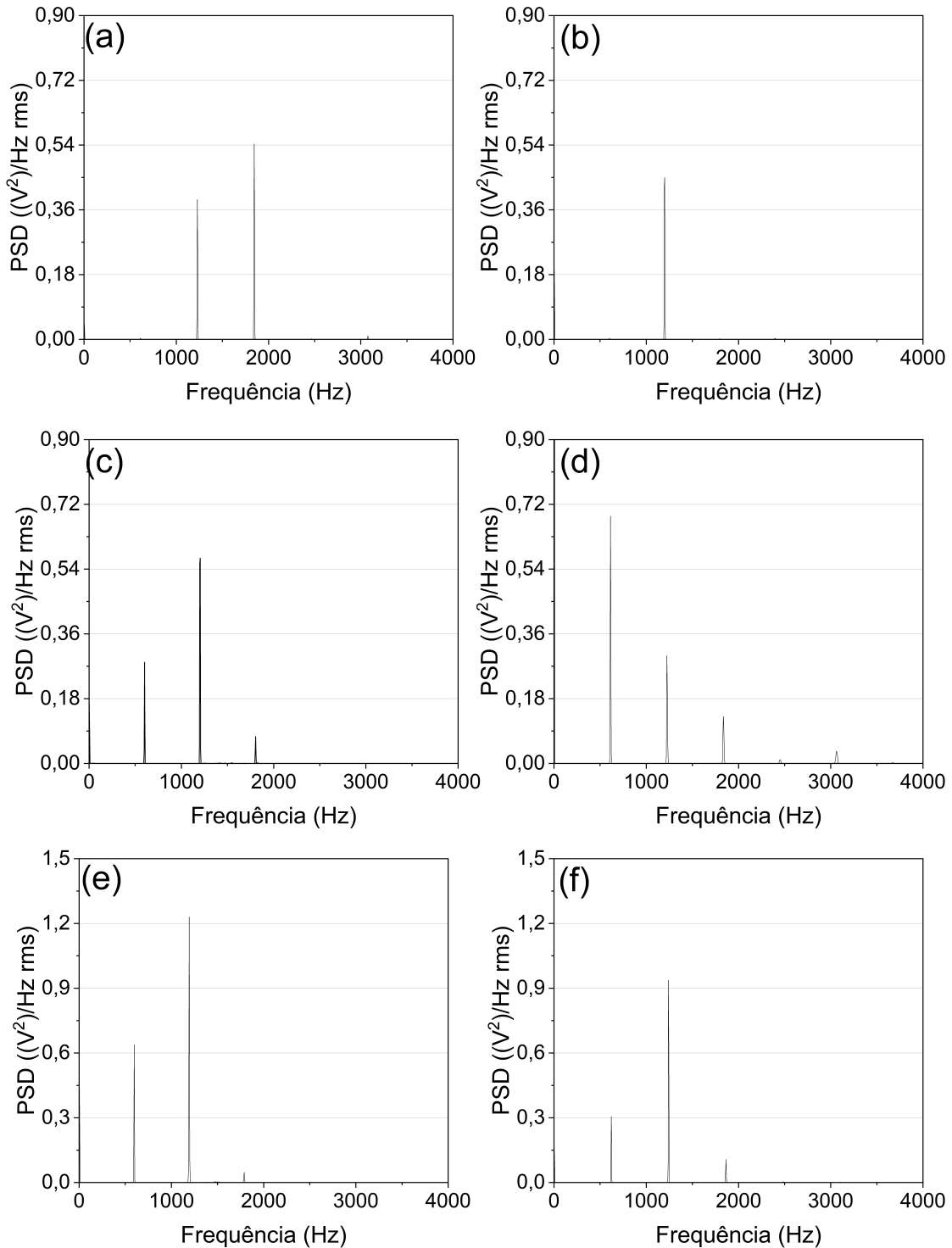
Figura A.1 – Transformada PSD para a componente F_x para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

A Figura A.2a e Figura A.2b apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.

Figura A.2 – Transformada PSD para a componente F_x para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.

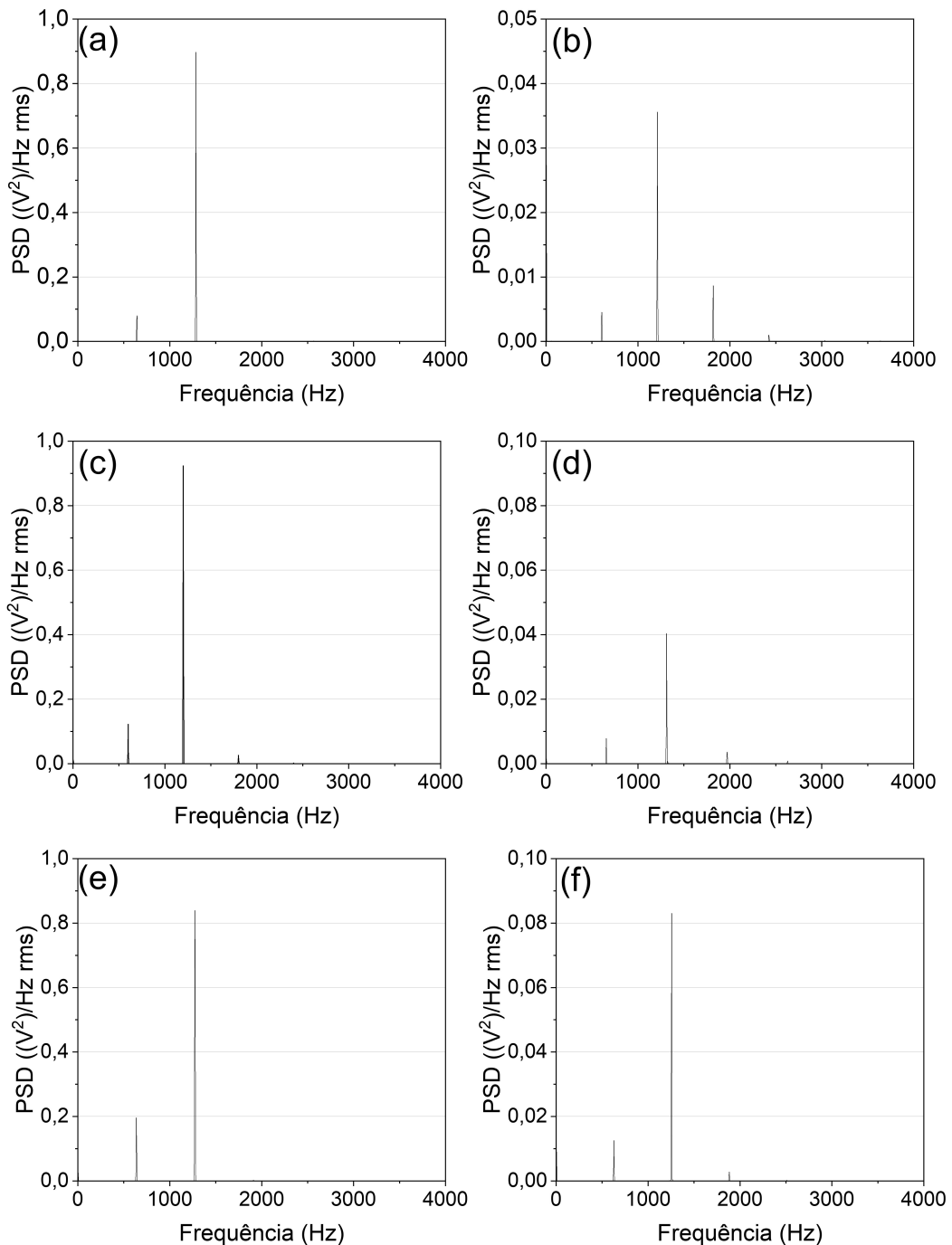


Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Força na direção F_x

A Figura A.3a e Figura A.3b apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a relação $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

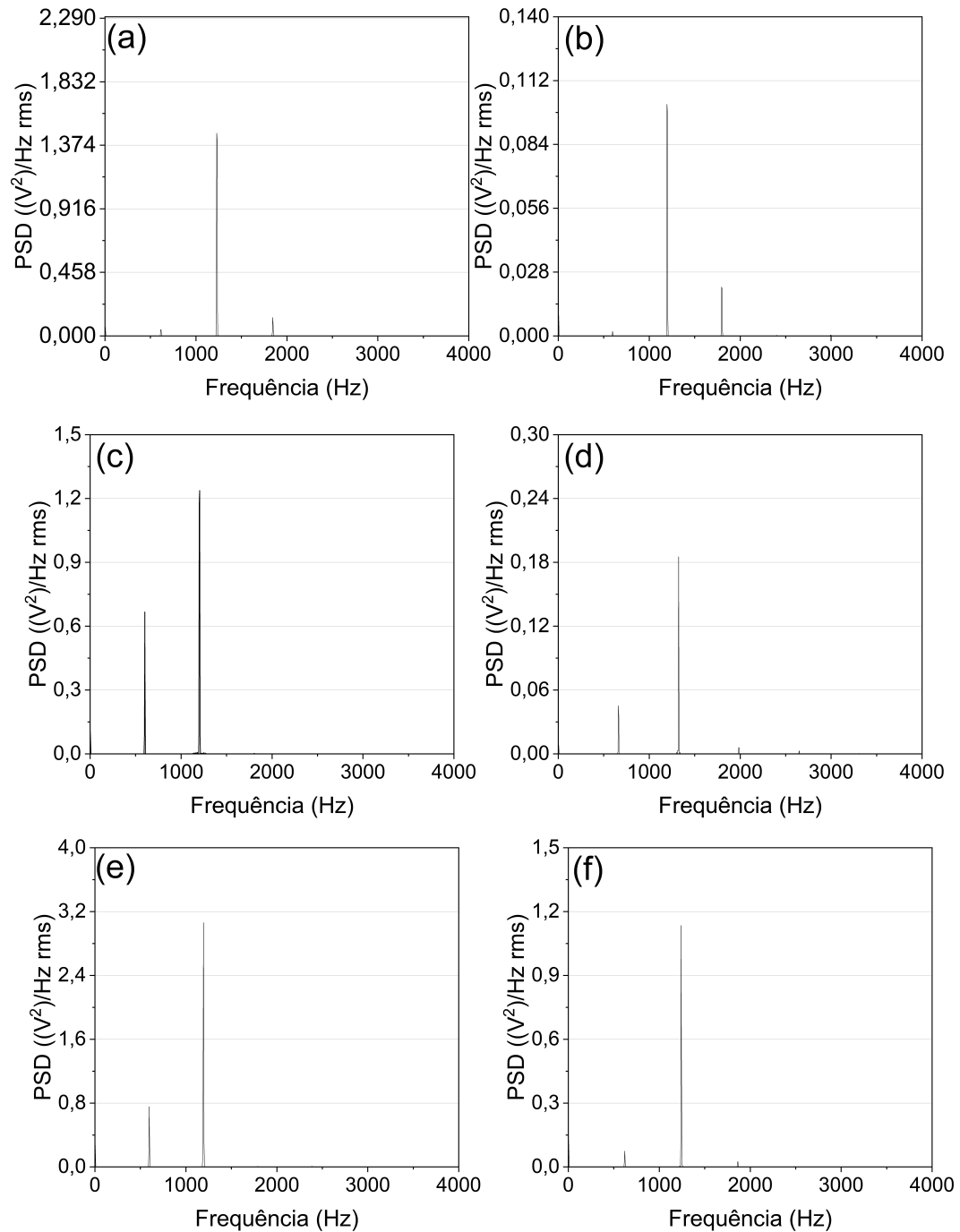
Figura A.3 – Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

A Figura A.4a e Figura A.4b apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.

Figura A.4 – Transformada PSD para a direção F_y para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.

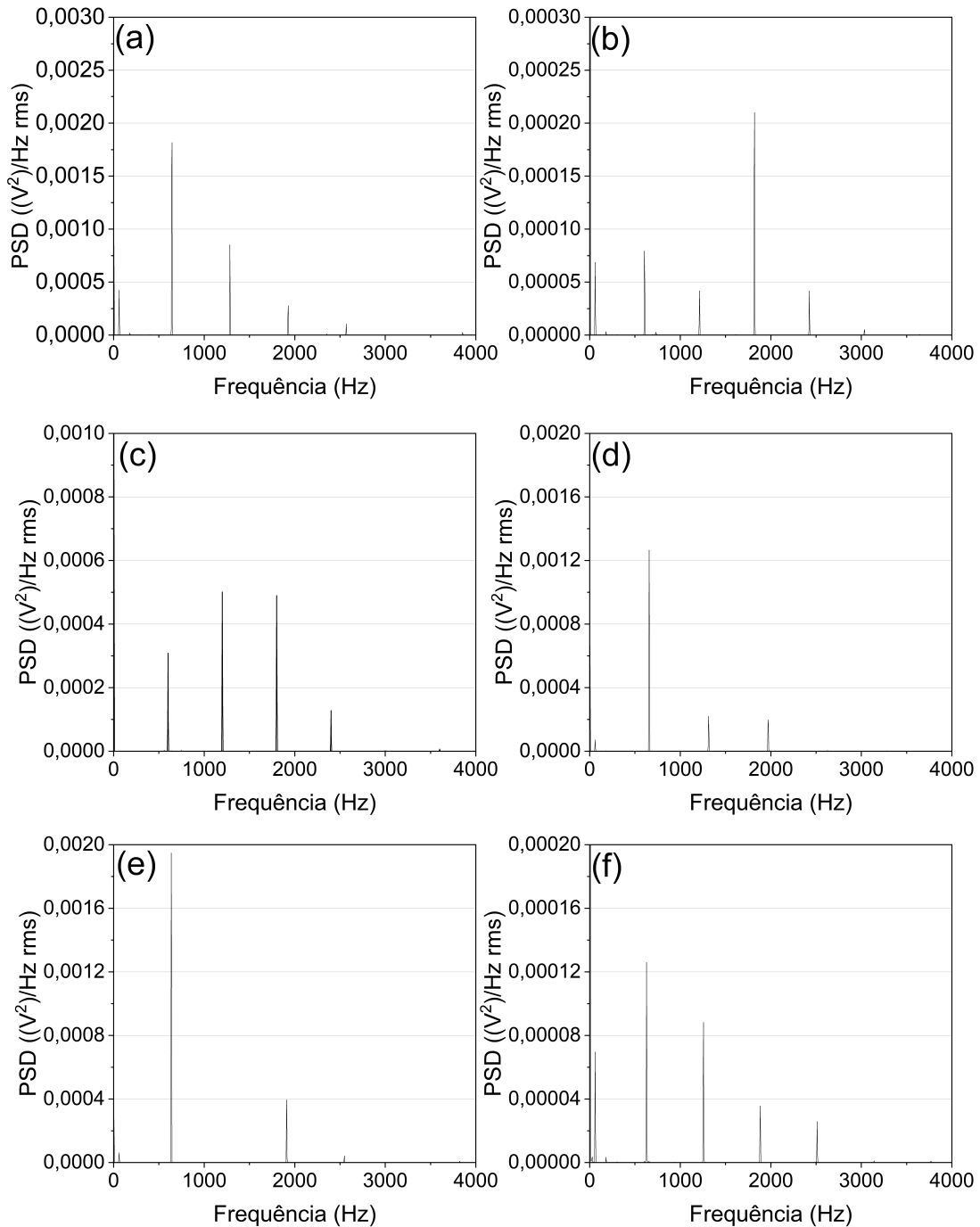


Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

Força na direção F_z

A Figura A.5a e Figura A.5b apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

Figura A.5 – Transformada PSD para a direção F_z para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$. (a) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (b) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (c) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (d) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 1,77$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (e) Trajetória TUC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$. (f) Trajetória TPC, $f_z/\rho = 3,20$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$.

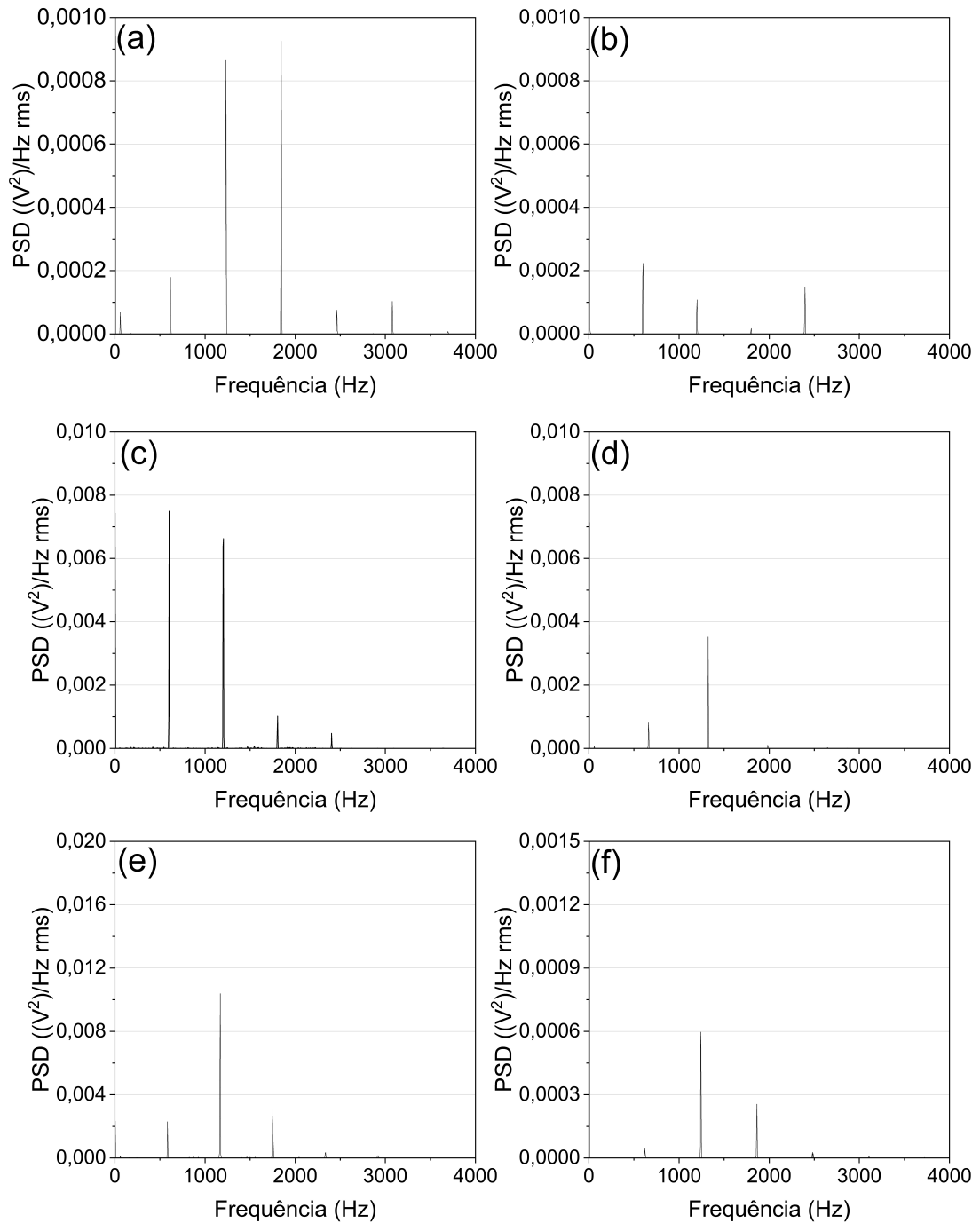


Fonte: elaborado pelo autor, 2022.

A Figura A.6a e Figura A.6b apresentam a transformada PSD para as trajetórias TUC e

TPC quando empregado a razão $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.

Figura A.6 – Transformada PSD para a força de avanço para as trajetórias TUC e TPC quando empregado a microfresa com $\phi 800 \mu\text{m}$, $f_z/\rho = 0,32$ e $a_p = 600 \mu\text{m}$.



Fonte: elaborado pelo autor, 2022.