

DÉBORAH DE OLIVEIRA

**EFEITO ESCALA E INTEGRIDADE SUPERFICIAL NO
MICROFRESAMENTO DA LIGA DE NÍQUEL
INCONEL 718**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2019

DÉBORAH DE OLIVEIRA

EFEITO ESCALA E INTEGRIDADE SUPERFICIAL NO MICROFRESAMENTO DA LIGA DE NÍQUEL INCONEL 718

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

Coorientador: Prof. Dr. Mark J. Jackson

Uberlândia – MG

2019

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

O48 Oliveira, Déborah de, 1992-
2019 EFEITO ESCALA E INTEGRIDADE SUPERFICIAL NO
MICROFRESAMENTO DA LIGA DE NÍQUEL INCONEL 718 [recurso
eletrônico] / Déborah de Oliveira. - 2019.

Orientador: Marcio Bacci da Silva.
Coorientador: Mark Jackson.
Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós-
graduação em Engenharia Mecânica.
Modo de acesso: Internet.
Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2019.2313>
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica. I. Bacci da Silva, Marcio, 1964-,
(Orient.). II. Jackson, Mark, 1967-, (Coorient.). III. Universidade
Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica.
IV. Título.

CDU: 621

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


UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
 Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902
 Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br


ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, nº 278, COPEM				
Data:	vinte e cinco de setembro de dois mil e dezenove	Hora de início:	08:30	Hora de encerramento:	14:10
Matrícula do Discente:	11713EMC010				
Nome do Discente:	Déborah de Oliveira				
Título do Trabalho:	Efeito Escala e Integridade Superficial no Microfresamento da Liga de Níquel Inconel 718				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Microusinagem de Materiais Avançados				

Reuniu-se no Anfiteatro do Bloco 1E, Campus Santa Mônica, da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Alessandro Roger Rodrigues - USP/São Carlos; Fred Lacerda Amorim - PUCPR; Rosemar Batista da Silva - FEMEC/UFU; Washington Martins da Silva Júnior - FEMEC/UFU; Márcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU, orientador da candidata.

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

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

Aprovada.

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

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

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



Documento assinado eletronicamente por **Márcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 25/09/2019, às 14:16, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Washington Martins da Silva Junior, Professor(a) do Magistério Superior**, em 25/09/2019, às 14:16, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Fred Lacerda Amorim, Usuário Externo**, em 25/09/2019, às 14:17, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 25/09/2019, às 14:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).

Documento assinado eletronicamente por **Alessandro Roger Rodrigues, Usuário Externo**, em 25/09/2019, às 14:21, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **1575213** e o código CRC **4193B7FC**.

Referência: Processo nº 23117.085526/2019-68

SEI nº 1575213

DEDICATÓRIA

Aos meus pais Marcos e Márcia, minhas avós
Elvira e Maria Aparecida, meu irmão
Eduardo, e meus primos Arthur *in memoriam*,
Fabiana e Raquel.
Às boas decisões.

AGRADECIMENTOS

Agradeço essencialmente a Deus e meus pais Marcos Aurélio e Márcia. A toda minha família e às minhas amigas: Camila Figueiredo, Carolina Verri, Jackeline Costa, Lara Lacerda, Marcela Dias, Mariana Motta, Mylene Anelli e Raiana Richter, pelo apoio e amor incondicionais que recebi, mesmo de longe, em todos esses anos.

Ao Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva pela confiança depositada em mim e por todos os ensinamentos, não só acadêmicos, que levarei para a vida.

Agradeço ao meu coorientador Prof. Dr. Mark Jackson e ao Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva, cujos ensinamentos e incentivos me auxiliaram a chegar nesta etapa.

À Universidade Federal de Uberlândia, à Faculdade de Engenharia Mecânica e ao Programa de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica pelas diversas oportunidades concedidas. Em especial, à FEMEC por permitir que, como docente, continuasse o desenvolvimento do doutorado como parte de minhas atividades acadêmicas.

Às agências de fomento que permitiram que eu desenvolvesse este projeto: CAPES, FAPEMIG e ao CNPq, e pelas bolsas concedidas em parte do desenvolvimento da pesquisa.

Ao Prof. Dr. Marcus A. V. Duarte pelos conhecimentos na área de acústica e vibrações, por sua paciência e pelo empréstimo de equipamentos para o desenvolvimento da pesquisa.

Agradeço especialmente à Me. Milla Caroline Gomes, aos Professores: Dr. Maksym Ziberov, Me. Raphael Lima de Paiva e Me. Aline Gonçalves dos Santos e ao Eng. Gustavo Oliveira, que contribuíram enriquecendo o trabalho com seus conhecimentos teóricos e o período da tese com sua amizade.

Aos técnicos de laboratório: Lazaro Henrique, Thiago Pereira e Thiago Menezes, e especialmente ao Me. Alcione dos Reis.

Agradeço ainda aos laboratórios: Laboratório de Microusinagem, Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), Laboratório de Usinagem Convencional (LUC), Laboratório de Acústica e Vibração (LAV), Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), Laboratório de Metrologia Dimensional (LEMETRO), Laboratório de Sistemas Mecânicos (LSM) e Laboratório Multiusuário de Microscopia Eletrônica de Varredura (LAMEV) pelo apoio técnico e laboratorial.

Por fim, agradeço de forma geral, para que não esquecer ninguém, a todos os professores, técnicos e colegas de pós-graduação, ou outras atividades, que de alguma forma contribuíram com o trabalho ou fizeram parte deste período.

DE OLIVEIRA, D. **Efeito Escala e Integridade Superficial no Microfresamento da Liga de Níquel Inconel 718.** 2019. 154 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil.

Resumo

Microusinagem é um processo definido por suas pequenas dimensões, no entanto, não pode ser tratado como uma simples redução do processo macro, uma vez que o raio de aresta da ferramenta chega a ser maior do que a espessura mínima de corte para ocorrer formação de cavaco, gerando o chamado efeito escala. Este efeito faz com que as energias específicas sejam elevadas e exista grande influência da microestrutura do material. Em relação ao material, o Inconel 718 é uma superliga refratária conhecida por suas boas propriedades termomecânicas, porém baixa usinabilidade. Isso se agrava na microusinagem devido às elevadas taxas de desgaste da microfresa e à dificuldade em gerar cavacos. Assim, este trabalho teve como objetivo geral estudar a microusinagem da liga Inconel 718, através de ensaios experimentais de microfresamento variando: velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de corte e aplicação de fluido de corte. Como variáveis de saída foram selecionadas: qualidade da superfície usinada, rugosidade Ra, altura das rebarbas, desgaste da microfresa, sinais de acústica e vibrações, forças de corte e cavacos. Complementarmente foram realizadas análises estatísticas e simulação computacional. Dentre os principais resultados destacam-se: o aumento de 1 000% no comprimento usinado até o fim de vida, utilizando fluido de corte em comparação com ensaios a seco, para $v_c=25,1\text{ m/min}$ e $v_c=75,4\text{ m/min}$. A obtenção de canais sem presença de rebarbas de fundo e sem material aderido, na presença de fluido de corte. A determinação da espessura mínima do cavaco igual a $5,0\text{ }\mu\text{m}$, condição mínima recomendada para o corte, abaixo desse valor a qualidade do canal se deteriora e são geradas forças no sentido oposto do corte, devido ao elevado *plowing*. Para usinagem com avanços por dente elevados a rebarba diminui com o aumento do avanço por dente, efeito contrário foi obtido para a rugosidade Ra. Por fim o microfresamento de Inconel 718 gera três formas de cavacos: helicoidal, formado na aresta principal de corte, cavaco em fita, formado na aresta secundária de corte e cavaco esferoidal do tipo dendritico, que são pequenos cavacos com elevada energia que oxidam formando esferas.

Palavras chave: *Microusinagem, Microfresamento, Efeito Escala, Integridade Superficial, Inconel 718.*

DE OLIVEIRA, D. **Size effect and surface integrity on Inconel 718 nickel alloy micromilling.** 2019, 154 p. Doctoral thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia, Minas Gerais, Brazil.

Abstract

Micromachining is a process defined by its small dimensions, however it can not be considered a simple reduction of the macro process, since the tool cutting edge radius is even greater than the minimum chip thickness, generating the so-called size effect. This effect causes the process specific energies to be high and therefore there is a great influence of the material microstructure. Regarding the material, Inconel 718 is a refractory superalloy known for its good thermomechanical properties, but low machinability, which is worsened in micromachining, mainly due to the high wear rates of the micromill and the difficulty in generating chips. The objective of this work was to study the machinability of Inconel 718, through micromilling tests varying the cutting speed, the feed per tooth, the depth of cut and the application of cutting fluid. The following outputs were selected for evaluation: surface quality, Ra roughness, burr height, micromill wear, acoustic and vibration signals, cutting forces and chips. In addition, statistical analyzes and computer simulations were performed. The main results include: the 1000% increase in the machined length for tool-life when applying cutting fluid for $v_c = 25.1$ m/min and 75.4 m/min and 500% for $v_c = 50.3$ m/min. It was verified that in the presence of fluid there is no formation of bottom burrs and practically no material adhered in the machined slot. It was concluded that the minimum chip thickness is 5.0 μm , below this value the slot quality deteriorates and forces are generated in the opposite direction of the cut due to the high plowing. For machining with high feeds per tooth values, it was observed that the burr decreases when increasing the feed per tooth, the opposite effect was obtained for roughness Ra. Inconel 718 micromilling generates three main types of chips: helical, formed on the main cutting edge, tape-like, formed on the secondary cutting edge, and dendritic type spheroidal chip which are small, high-energy chips that oxidize to form spheres.

Key words: *Micromachining, Micromilling, Size effect, Surface integrity, Inconel 718.*

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Diferentes moldes fabricados por microusinagem, a) Micromolde estudado por Takacs et al. (2003) e b) Micromolde estudado por Vazquez et al. (2015).....	1
Figura 1.2 – Diferentes aplicações de microcomponentes: a) Módulo de airbag (TOLFREE; JACKSON, 2008), b) <i>Organ-on-chip</i> (SUN et al., 2016) e c) <i>Organ-on-chip</i> (KIMURA et al., 2018).....	2
Figura 1.3 – Arte na microfabricação: a) Composições de Mykola Syadristy (ZIBEROV, 2017) e b) Dragão (OSTENDORF; CHICHKOV et al., 2006).	3
Figura 2.1 – Comparação da microusinagem com outros processos em função do tamanho da peça e sua rugosidade (adaptada de BYRNE et al., 2003).....	9
Figura 2.2 – Principais fatores ao estudar microfresamento (adaptada de CAMARA et al., 2012).	10
Figura 2.3 – Volume de pesquisas em microusinagem (dezembro de 2018).	11
Figura 2.4 – Influência da microestrutura do material no microfresamento (adaptado de CHENG; HUO, 2013).....	12
Figura 2.5 – Espessura mínima de corte, diferença entre processo micro e macro (adaptado de CHAE et al., 2006).....	12
Figura 2.6 – Microcorte de cobre policristalino (adaptado de LIU et al., 2017).....	13
Figura 2.7 – Influência da microestrutura na formação do cavaco no microfresamento (adaptado de WANG et al., 2008).....	14
Figura 2.8 – Diferença na qualidade do canal em função do avanço por dente e da microestrutura do material (adaptado de DE ASSIS et al., 2015).....	15
Figura 2.9 – Formação de rebarba primária em microfresamento, onde: a) deformação elástica do material, b) fratura do material deformado, c) rebarba se curva e d) início de um novo ciclo (adaptado de CHERN et al., 2007).....	16
Figura 2.10 – Esquema das variáveis envolvidas no cálculo da espessura mínima de cavaco (MALEKIAN et al., 2012).....	17
Figura 2.11 – Formação do cavaco no microfresamento, a) cavaco de alumínio fresado com $f_z = 5 \mu\text{m}$ e $a_p = 50 \mu\text{m}$, b) esquema da formação das lamelas do cavaco e c) espessura de corte mostrando as variáveis relativas ao processo (DIB et al., 2018).....	18
Figura 2.12 – Geometria tridimensional do cavaco esferoidal (DE OLIVEIRA et al., 2019).....	19
Figura 2.13 – Detalhes do cavaco esferoidal (DE OLIVEIRA et al., 2019).....	20
Figura 2.14 – EDS para diferentes tipos de cavaco (adaptado de DE OLIVEIRA et al., 2019).....	21
Figura 2.15 – Energia específica de corte em função do avanço por dente (adaptado de LAI et al., 2008).....	22

Figura 2.16 – Desenvolvimento das forças de corte e do coeficiente de corte em função da espessura de corte (adaptado de YUAN et al., 2018).....	24
Figura 2.17 – Tipos de desgaste em microfresamento (adaptado de ALHADEFF et al., 2019).	25
Figura 2.18 – Metodologia para medição de desgaste na superfície de folga, onde D1 representa desgaste 1 e D2 o desgaste 2 (ZIBEROV et al., 2016a).	26
Figura 2.19 – Evolução do desgaste de microfresa (ZIBEROV et al., 2016a).	26
Figura 2.20 – Imagens dos canais obtidas via MEV: a) $a_p = 30 \mu\text{m}$, $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 20\,000 \text{ rpm}$; b) $a_p = 30 \mu\text{m}$, $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 30\,000 \text{ rpm}$; c) $a_p = 10 \mu\text{m}$, $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 20\,000 \text{ rpm}$ e d) $a_p = 10 \mu\text{m}$ e $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 30\,000 \text{ rpm}$ (DOS SANTOS et al., 2015).	29
Figura 2.21 – Efeito da rotação na rugosidade média (adaptado de GOLSHAN et al., 2017).	30
Figura 2.22 – Influência do avanço por dente, da velocidade de corte e da microferramenta na rugosidade do canal, a) ferramenta de metal duro e b) ferramenta de diamante (adaptado de CHENG; HUO, 2008).....	31
Figura 2.23 – Materiais pesquisados em processo de microusinagem: a) Proporção dos estudos realizados em microfresamento e b) Materiais estudados em microusinagem (adaptado de CAMARA et al, 2012).....	33
Figura 3.1 – Esquema da geometria e das dimensões das amostras de Inconel 718.	37
Figura 3.2 – Microestrutura do Inconel 718: a) Canais em superfície atacada, grande dimensão dos grãos da microestrutura em relação aos microcanais usinados – ensaios preliminares, b)	

Precipitados coerentes duros (cor clara) e carbonetos (cor escura) e c) Grãos austeníticos de grande dimensão.....	39
Figura 3.3 – Microferramenta MS2MSD0040 (MITSUBISHI, 2018).....	40
Figura 3.4 – Principais geometrias da microfresa: a) Topo, b) Superfície de saída e c) Superfície de folga.....	40
Figura 3.5 – Montagem da amostra na microfresadora através de uma morsa de precisão.....	41
Figura 3.6 – Metodologia de fixação para amostras com a superfície já preparada.....	42
Figura 3.7 – Exemplo de aplicação da nova metodologia de fixação de amostras para microusinagem.....	43
Figura 3.8 – Esquema da realização dos canais durante os ensaios.....	45
Figura 3.9 – Aplicação de fluido de corte: a) Fixação do bocal na microfresadora e b) Detalhe do bocal em relação ao par ferramenta peça.....	46
Figura 3.10 – Medição de rugosidade e rebarbas: a) Detalhe da medição de rugosidade e b) Direções de medição para rugosidade e rebarba.....	47
Figura 3.11 – Metodologia de medição de desgaste através da microfresa.....	48
Figura 3.12 – Detalhe da medição de desgaste a partir do diâmetro da microfresa.....	49
Figura 3.13 – Metodologia de medição de desgaste através do canal.....	49
Figura 3.14 – Sistema de fixação da amostra e sensores.....	50
Figura 3.15 – Esquema do corte para uma microfresa de 2 dentes e o sentido de medição da força de corte (adaptado de AFASOV et al., 2013).....	52
Figura 3.16 – Resposta em frequência do dinamômetro Kistler 9257b (adaptado de KISTLER, 2019b).....	53
Figura 3.17 – Modelo utilizado para simulação.....	54
Figura 4.1 – Condição das ferramentas de corte ao microfresar Inconel 718 com diferentes parâmetros.....	58
Figura 4.2 – Qualidade dos canais dos ensaios realizados a seco.....	59
Figura 4.3 – Resultado de desgaste para ensaios a seco (v_c em m/min e f_z em μm).....	62
Figura 4.4 – Diferença na qualidade dos microcanais em relação à frequência de aplicação do fluido de corte: a) Canal com 30 pulsos por minuto e b) Canal com 200 pulsos por minuto.	64
Figura 4.5 – Influência do fluido de corte na qualidade do canal.....	65
Figura 4.6 – Forças de corte em função do fluido de corte.....	66
Figura 4.7 – Resultado de força obtido através de simulação computacional.....	67
Figura 4.8 – Variação do sinal de força de corte durante o início do processo de usinagem com fluido de corte.....	68
Figura 4.9 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 13,8$ m/min.....	69
Figura 4.10 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 25,1$ m/min.....	69

Figura 4.11 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 50,3$ m/min.	70
Figura 4.12 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 75,4$ m/min.	70
Figura 4.13 – Influência estatística dos parâmetros no valor da rugosidade Ra.....	72
Figura 4.14 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor da rugosidade Ra.	73
Figura 4.15 – Rebarbas nos canais após ensaios realizados com diferentes velocidades de corte.	74
Figura 4.16 – Rebarbas nos canais após réplicas realizadas com diferentes velocidades de corte.	75
Figura 4.17 – Aspecto geral da rebarba na saída dos canais.....	76
Figura 4.18 – Rebarba de grandes dimensões próximo à saída do canal.....	76
Figura 4.19 – Detalhe da rebarba da saída.....	77
Figura 4.20 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 13,8$ m/min. ..	78
Figura 4.21 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 25,1$ m/min. ..	78
Figura 4.22 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 50,3$ m/min. ..	79
Figura 4.23 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 75,4$ m/min. ..	79
Figura 4.24 – Influência estatística dos parâmetros no valor da rebarba concordante.	80
Figura 4.25 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor da rebarba concordante.....	81
Figura 4.26 – Influência estatística dos parâmetros no valor da rebarba concordante.	82
Figura 4.27 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor da rebarba concordante.....	83
Continuação da Figura 4.28 – Microfresas após usinar 180 mm.....	85
Figura 4.29 – Resultados de EDS do material aderido na ferramenta após os ensaios.	86
Figura 4.30 – Formação de cavaco na aresta principal de corte da microfresa.....	87
Figura 4.31 – Formação de cavaco na aresta secundária de corte da microfresa.....	87
Figura 4.32 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 13,8$ m/min.	88
Figura 4.33 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 25,1$ m/min.	88
Figura 4.34 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 50,3$ m/min.	89
Figura 4.35 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 75,4$ m/min.	89
Figura 4.36 – Influência estatística dos parâmetros no valor do desgaste da microfresa....	91
Figura 4.37 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor do desgaste da microfresa.....	91
Figura 4.38 – Exemplo da evolução da qualidade dos canais para o ensaio com $v_c = 50,3$ m/min.	94
Figura 4.39 – Detalhes da qualidade do canal 4 com $v_c = 50,3$ m/min.	95

Figura 4.40 – Esquema comparando o desgaste secundário da microfresa com a marca de desgaste no canal.....	96
Figura 4.41 – Sinal de acústica em função do tempo.....	97
Figura 4.42 – Sinais em função do tempo para ferramenta nova (azul), desgastada até o final de vida (preto) e desgastada nos últimos canais (vermelho), a) sinais sobrepostos e b) sinais sobrepostos com ampliação.	98
Figura 4.43 – Comparação dos sinais de microferramenta nova com a desgastada no domínio da frequência.....	99
Figura 4.44 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 13,8$ m/min.	100
Figura 4.45 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 25,1$ m/min.	101
Figura 4.46 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 50,3$ m/min.	102
Figura 4.47 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 75,4$ m/min.	103
Figura 4.48 – Tipos de cavaco encontrados no microfresamento de Inconel 718.	104
Figura 4.49 – Cavaco helicoidal.	105
Figura 4.50 – Cavaco tipo fita.	105
Figura 4.51 – Detalhe das lamelas de um cavaco tipo fita.	106
Figura 4.52 – Tensões desenvolvidas na peça durante a formação do cavaco.	107
Figura 4.53 – Resultado de simulação da microusinagem com foco na formação de cavaco.	108
Figura 4.54 – Cavaco helicoidal gerado pela aresta principal de corte.	109
Figura 4.55 – Cavacos do tipo fita gerados pela aresta de corte secundária.	109
Figura 4.56 – Cavaco esferoidal.	110
Figura 4.57 – Sequência de ampliações para mostrar a dificuldade de localização do cavaco esferoidal na amostra.	111
Figura 4.58 – Identificação de um cavaco esférico.	112
Figura 4.59 – Detalhe da estrutura dendrítica.	113
Figura 4.60 – Cavaco de precursor do cavaco esferoidal: a) Cavaco de pequena dimensão e b) Temperatura no cavaco de pequena dimensão.	114
Figura 4.61 – Deslocamento dos grãos durante a microusinagem (adaptado de LIU et al., 2017).	115
Figura 4.62 – Deformação dos grãos durante o microfresamento.	115
Continuação Figura 4.63 – Superfícies obtidas após usinar com diferentes avanços.	118
Figura 4.64 – Detalhe das dimensões das marcas de avanço, indicadas por linhas paralelas.	119
Figura 4.65 – Rebarbas discordantes de fundo do canal: a) Rebarba para $f_z = 0,1$ μm e b) Rebarba para $f_z = 25,0$ μm	120

Figura 4.66 – Resultados de rebarbas e rugosidade para diferentes avanços.....	121
Figura 4.67 – Sinal da força em função do tempo para $f_z = 25,0 \mu\text{m}$	122
Figura 4.68 – Sinais da força em função do tempo para diferentes avanços.	123
Figura 4.69 – Gráficos de Pareto para os resultados dos ensaios com fluido de corte.....	124

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Composição química do Inconel 718 obtida através do EDS comparada com a composição teórica de acordo com Reed (2006) e Villares Metals (2017).	38
Tabela 3.2 – Parâmetros de corte dos ensaios de microusingagem a seco.....	43
Tabela 3.3 – Parâmetros de corte adotados no trabalho.....	44
Tabela 3.4 – Parâmetros de malha.	55
Tabela 3.5 – Fatores utilizados no planejamento experimental.....	55
Tabela 4.1 – Análise de variância para os resultados de rugosidade.....	72
Tabela 4.2 – Análise de variância para os resultados de altura da rebarba concordante.	80
Tabela 4.3 – Análise de variância para os resultados de altura da rebarba discordante.	82
Tabela 4.4 – Análise de variância para os resultados de desgaste da microfresa.....	90
Tabela 4.5 – Comprimento usinado até o fim de vida da microfresa.	92
Tabela 4.6 – Ganho em comprimento de corte microusinado, comparação entre ensaios com fluido e a seco.....	93
Tabela 4.7 – Parâmetros que influenciam no microfresamento.....	125

Lista de Símbolos e Abreviações

a_e	Penetração de trabalho
a_p	Profundidade de corte
APC	Aresta postiça de corte
As_{max}	Área da superfície de corte até h_{max}
At_i	Área transversal de corte
b	Largura de corte
CBN	Nitreto cúbico de boro
CF	Falha catastrófica
CFC	Cúbica de face centrada
CH	Desgaste por lascamento
CNC	Comando numérico computacional
EDS	Especroscopia de Energia Dispersiva
F_c	Força de corte
F_t	Força tangencial
f_z	Avanço por dente
h	Espessura de corte
h_{er}	Espessura da recuperação elástica
h_j	Espessura de corte
h_m	Mínima espessura de cavaco
h_{max}	Máxima espessura do cavaco
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
k_e	Coeficiente da aresta de corte
k_s	Pressão específica de corte
KT	Desgaste medido na aresta secundaria de corte
L_{cmax}	Comprimento de corte até h_{max}
MEMS	<i>Micro-ElectroMechanical Systems</i>
MQL	Mínima Quantidade De Lubrificação
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
n	Rotação
\emptyset	Diâmetro
OE	Desgaste medido na aresta principal de corte
R_a	Rugosidade média aritmética
r_e	Raio de ponta da ferramenta
Sa	Rugosidade média de superfície
v_c	Velocidade de corte
\emptyset	Diâmetro
θ_m	Ângulo de fricção
κ_r	Ângulo de posição
ψ_{end}	Ângulo no final da espessura de corte
ψ_i	Ângulo de corte
ψ_{max}	Ângulo para máxima espessura do cavaco

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1 Ligas de níquel e propriedades do Inconel 718	6
2.2 Microfresamento	8
2.3 Efeito escala e formação de cavaco em microfresamento	12
2.3.1 Cavaco esferoidal	18
2.4 Forças de corte e vibrações em microfresamento	21
2.5 Desgaste da microfresa	24
2.6 Influência dos parâmetros de corte no processo de microusinagem	28
2.7 Microfresamento de Inconel 718	33
CAPÍTULO III - METODOLOGIA	37
3.1 Material da peça e preparação das amostras	37
3.2 Máquina-ferramenta e microfresa	39
3.3 Fixação das amostras	41
3.4 Ensaios de usinagem a seco	43
3.5 Usinagem com fluido de corte	44
3.6 Variáveis de saída	46
3.6.1 Rugosidade e altura da rebarba	46
3.6.2 Imagens das superfícies usinadas, cavacos e desgaste da ferramenta	48
3.6.3 Acústica e vibração	50
3.6.4 Sistema de medição de força	51
3.6.5 Simulação do processo	53
3.6.6 Análise estatística	55
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DICUSSÕES	57
4.1 Microfresamento a seco	57
4.2 Fluido de corte no microfresamento de Inconel 718	63
4.3 Rugosidade dos canais	68
4.4 Rebarbas	73
4.5 Desgaste das microfresas	83
4.6 Qualidade da superfície	93
4.7 Acústica e vibrações	97
4.8 Cavacos	104
4.9 Resultados complementares – Efeito escala	114

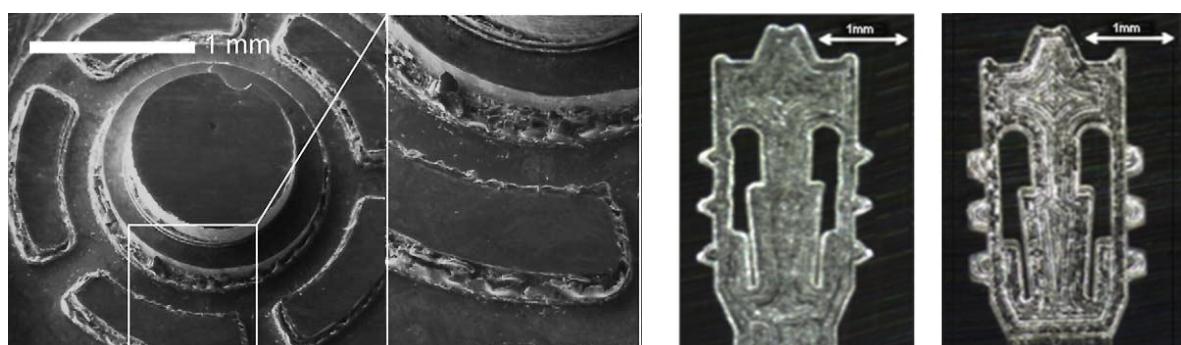
4.9.1 Influência da microestrutura do material	114
4.9.2 Microusinagem com avanços elevados.....	116
4.9.3 Uso de réplicas	124
4.10 Análise geral.....	127
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES.....	128
Sugestões para trabalhos futuros	131
REFERÊNCIAS	132
ANEXO I	144

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A tendência atual de miniaturização, de produtos e componentes, faz com que processos de microfabricação sejam cada vez mais necessários e atinjam níveis de qualidade dimensional e geométrica ainda mais elevados (MASUZAWA; TÖNSHOFF, 1997, TAKACS et al., 2003, VAZQUEZ et al., 2015 e ABENI et al., 2019). Esta frase é comumente encontrada em introduções de artigos e teses de microusinagem, no entanto, é possível perceber mais de 20 anos de diferença entre as publicações.

Ao longo dos anos, os processos utilizados para fabricação de produtos miniaturizados foram investigados para várias aplicações práticas em função da necessidade de diminuir tamanho e peso de componentes. Para Masuzawa e Tönshoff (1997) essa necessidade significava produzir componentes menores para vídeos cassetes. Para Takacs et al. (2003) o produto importante era a produção de micromoldes de alta qualidade, Fig. 1.1 a), assim como para Vazquez et al. (2015), Fig. 1.1 b), já Abeni et al. (2019) tinham como foco compreender melhor o processo.

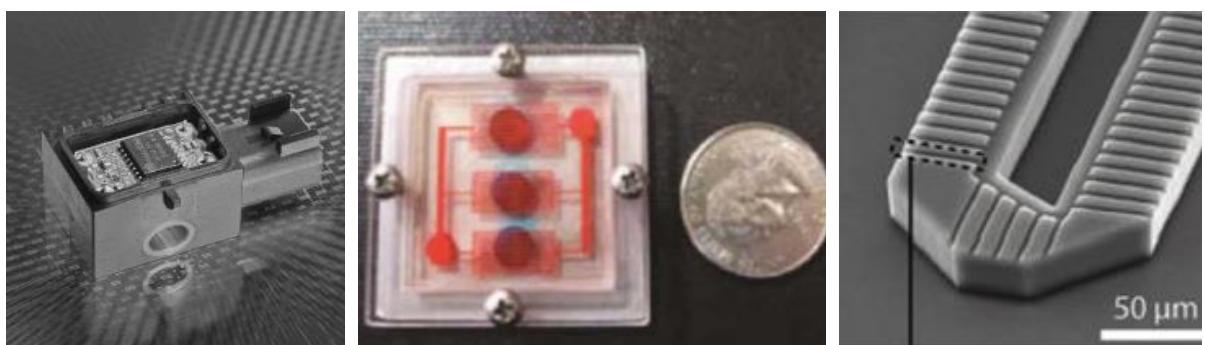


a) Micromolde (TAKACS et al., 2003)

b) Micromolde (VAZQUEZ et al., 2015)

Figura 1.1 – Diferentes moldes fabricados por microusinagem, a) Micromolde estudado por Takacs et al. (2003) e b) Micromolde estudado por Vazquez et al. (2015).

De fato, existem diversos estudos em microfabricação voltados para produção de micromoldes. Outras duas grandes áreas onde há forte aplicação de microcomponentes é a fabricação de sensores ou *Micro-ElectroMechanical Systems* (MEMS) (TOLFREE; JACKSON, 2008) Fig. 1.2 a), e a área médica com várias aplicações. Para esta última, um exemplo mais recente é o conceito de *organs-on-chip*, em que pequenos dispositivos são estudados com o objetivo de suprir ou auxiliar funções fisiológicas, Fig. 1.2 b) e c) (SUN et al., 2016, KIMURA et al., 2018).



a) Módulo de airbag b) *Organ-on-chip* c) *Organ-on-chip*
 (TOLFREE; JACKSON, (SUN et al., 2016). (KIMURA et al., 2018).
 2008).

Figura 1.2 – Diferentes aplicações de microcomponentes: a) Módulo de airbag (TOLFREI; JACKSON, 2008), b) *Organ-on-chip* (SUN et al., 2016) e c) *Organ-on-chip* (KIMURA et al., 2018).

Há ainda exemplos de minituarização no ramo artístico. A Fig. 1.3 contém alguns exemplos. Na Fig. 1.3a o comprimento total do navio é de 3,5 mm e as cordas têm espessura de 3 µm. O modelo de fábrica de cerveja está fixado sobre uma semente de cevada (ZIBEROV, 2017). A Fig. 1.3b mostra um dragão fabricado pelo método de polimerização a dois fótons (OSTENDORF; CHICHKOV et al., 2006).



a) Composições de Mykola Syadristy (ZIBEROV, 2017) b) Dragão (OSTENDORF; CHICHKOV et al., 2006).

Figura 1.3 – Arte na microfabricação: a) Composições de Mykola Syadristy (ZIBEROV, 2017) e b) Dragão (OSTENDORF; CHICHKOV et al., 2006).

Dentre os vários processos de fabricação, a microusinagem se destaca por várias razões. É um processo similar aos processos convencionais de usinagem, mas com suas peculiaridades. Assim, considerando as diversas aplicações, somadas à constante necessidade de aprimoramento, há realmente uma grande necessidade de se estudar os processos de microusinagem. No entanto, este não é um processo trivial, e nem mesmo possui uma única definição.

A microusinagem pode ser definida como um processo de corte em que as ferramentas possuem dimensões que variam de 1 μm a 1000 μm (CAMARA et al., 2012, JAIN et al., 2016 e ZIBEROV et al., 2016a). Também pode ser definido em função da espessura de corte (VENKATESH et al., 2016). Algumas definições encontradas na literatura apontam que a espessura de corte:

- i. varia de 0,01 μm a 2 μm (NG et al., 2006).
- ii. varia de 0,1 μm a 200 μm (MASUZAWA; TONSHOFF, 1997).
- iii. é inferior a 900 μm (MASUZAWA, 2000).

A espessura de corte é um parâmetro importante e talvez o principal parâmetro que caracteriza o processo. Enquanto na usinagem convencional a aresta de corte é considerada perfeitamente afiada, na microusinagem muitas vezes o raio de aresta é maior do que a espessura de corte (KIM; KIM, 1995 e CHAE et al., 2006). Esta relação significa um ângulo de saída da microferramenta negativo, que por sua vez faz com que o material da peça deslize sobre a superfície de folga da ferramenta, gerando um grande efeito *plowing* (KIM; KIM, 1995 e WANG et al., 2016).

Outro aspecto importante da microusinagem é o fato da cunha cortante estar na escala da microestrutura. Assim, fenômenos relativos à microestrutura passam a ser significativos

durante o corte (LIU et al., 2017). Estes efeitos resultam em um inerente aumento exponencial da energia específica envolvida nos processos micro (KIM; KIM, 1995, CHAE et al., 2006). Este fenômeno é definido na literatura como efeito escala.

O efeito escala, a geometria da microferramenta e o material irão interferir nos resultados do processo: rugosidade das superfícies usinadas (AHMADI et al., 2018), formação de rebarbas (YADAV et al., 2017), formação dos cavacos (DE OLIVEIRA et al., 2015), forças de corte (THEPSONTI et al., 2015) e desgaste da microferramenta (ALHADEFF et al., 2019).

De acordo com Camara et al. (2012) há diversos fatores que ainda devem ser compreendidos em microusinagem. Em geral, os pesquisadores optam por materiais de boa usinabilidade para simplificar os estudos. Ao observar o universo das pesquisas em usinagem, as pesquisas relativas ao microfresamento de materiais considerados de baixa usinabilidade somam menos de 0,24%, indicando uma necessidade de se ampliar as investigações para estes materiais. De acordo com WANG et al. (2017) estudar o microfresamento de ligas de baixa usinabilidade é uma das formas de contribuir para compreensão do processo.

O Inconel 718 possui excelentes propriedades físicas como: elevada resistência mecânica, resistência à fadiga e à fluência, resistência à corrosão e capacidade de operar continuamente em temperaturas elevadas, (ASM HANDBOOK, 1990). No entanto, é um material reconhecidamente difícil de usinar.

Segundo WANG et al. (2017) encruamento, altas temperaturas, elevadas taxas de desgaste da microfresa e dificuldade em gerar cavacos, são os principais desafios ao microfresar Inconel 718. Além disso, sua matriz dúctil e com presença de carbonetos precipitados coerentes (de elevada dureza), dificulta ainda mais a microusinagem (CHAE et al., 2006 e REED, 2006).

Assim, para contribuir com a pequena literatura de microfresamento de ligas de baixa usinabilidade, o objetivo deste trabalho foi estudar o efeito escala e a integridade superficial no microfresamento de Inconel 718, tendo como objetivos específicos:

- i. Avaliar a integridade superficial do Inconel 718 no microfresamento através de rugosidade, rebarbas, deformação da microestrutura, além de análise qualitativa de imagens.
- ii. Utilizar sinais de acústica, vibração e força para monitoramento do processo.
- iii. Descrever ou explicar fenômenos físicos relativos ao processo que ainda não tenham sido completamente definidos.

Para isso foram realizados ensaios de microfresamento de canais em Inconel 718 com microfresas de metal duro de 400 µm de diâmetro revestidas de (Ti, Al)N. Nos ensaios foram analisadas as influências dos parâmetros: fluido de corte, velocidade de corte e avanço por

dente na qualidade dos canais gerados, em termos de rugosidade, rebarbas e análise visual das superfícies usinadas.

Também foi avaliada a influência destes parâmetros no desgaste das microfresas, nas forças de corte e sinais de acústica e vibrações inerentes ao processo. Além disso, foram coletados e analisados os cavacos do microfresamento. De maneira complementar, foram realizadas também análises estatísticas e simulação numérica do processo de microfresamento.

Em relação à construção do texto, primeiramente foi apresentado o Capítulo I, que contém a introdução e contextualização do trabalho, bem como a motivação e a importância do estudo do microfresamento de Inconel 718.

O Capítulo II é composto pela revisão bibliográfica realizada para o trabalho, abordando os seguintes tópicos: Inconel 718, microfresamento, efeito escala e formação de cavaco em microfresamento, cavaco esferoidal, forças de corte em microfresamento, desgaste da microfresa, influência dos parâmetros de corte no processo de microusinagem e microfresamento de Inconel 718.

No Capítulo III são apresentados os equipamentos e metodologias utilizados para a realização da pesquisa, tais como: material da peça e preparação das amostras, máquina-ferramenta e microfresa, fixação das amostras, ensaios de usinagem a seco, usinagem com fluido de corte. E as variáveis de saída: rugosidade e altura da rebarba, imagens da superfície, cavacos e desgaste da ferramenta, acústica e vibração, sistema de medição de força, simulação do processo e análise estatística.

Já o Capítulo IV contém os resultados obtidos com os ensaios e as respectivas análises e discussões realizadas.

No Capítulo V são apresentadas as conclusões pertinentes ao trabalho, além de sugestões para trabalhos futuros.

Finalmente, são apresentadas as referências utilizadas e um artigo complementar ao trabalho no Anexo I.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo contém a revisão bibliográfica sobre assuntos pertinentes ao tema desta pesquisa como: as especificidades do material estudado, o processo de microfresamento, o efeito escala associado ao processo e à formação de cavaco, as forças em microfresamento, o desgaste da microfresa, a influência dos parâmetros e monitoramento do processo, bem como resultados específicos do microfresamento de Inconel 718.

2.1 Ligas de níquel e propriedades do Inconel 718

O níquel é um material de estrutura cúbica de face centrada (CFC), sua temperatura de fusão é de 1455 °C. Possui densidade alta, 8 907 kg/m³, devido a pequena distância interatômica causada pela forte coesão dos elétrons da camada “d”, característica dos metais de transição. Este material é usualmente utilizado em ligas, adicionado em aços austeníticos, ou formando as chamadas superligas: ligas níquel-cobre e níquel-ferro, com características especiais (REED, 2006 e DUPONT et al., 2009).

As superligas são assim chamadas por apresentarem uma boa combinação de propriedades mecânicas e químicas que são mantidas mesmo em temperaturas elevadas, normalmente difíceis de serem encontradas em materiais mais comuns como aços e ferros (EZUGWU, 2005). Segundo Reed (2006), estas ligas possuem grande quantidade de elementos diferentes, em alguns casos passando de dez elementos, e estão entre os mais complexos materiais.

O Inconel 718 é uma das principais ligas níquel-cromo-ferro. Seus elementos de liga podem ser divididos em classes (REED, 2006):

- i. Elementos de primeira classe: níquel, cobalto, ferro, cromo, rutênio, molibdênio, rênio e tungstênio, formam fase austenita (γ), tem raio atômico próximo ao do níquel.

- ii. Elementos de segunda classe: alumínio, titânio, nióbio e tântalo, formam os componentes Ni₃ (Al, Ta ou Ti), fase (γ').
- iii. Elementos de terceira classe: boro, carbono e zircônia, tendem a se segregar para os contornos de grão da fase gama, devido ao seu raio atômico, podem gerar carbonetos e boretos.

A microestrutura de uma superliga de níquel típica possui diferentes fases, correlacionadas com as classes dos elementos de liga, da seguinte forma (REED, 2006 e DUPPONT et al., 2009):

- i. Fase gama (γ): tem estrutura CFC, e na maioria dos casos forma uma matriz contínua, os elementos: cobalto, cromo, molibdênio, rutênio e rênio, tendem a permanecer nesta fase.
- ii. Precipitado (γ'): forma um precipitado coerente com a matriz (γ), rico em elementos como alumínio, titânio e tântalo. Em superligas níquel-ferro e nas ligas ricas em nióbio, a fase (γ'') será formada, preferencialmente à (γ').
- iii. Carbonetos: carbono geralmente está presente em concentrações de até 0,2% em peso, combina com elementos reativos tipo titânio, tântalo e háfnio formando carbonetos do tipo MC. Durante o processamento ou operação da peça, os carbonetos podem se decompor formando M₂₃C₆ e M₆C, que preferem os contornos de grão da fase (γ) e são ricos em cromo molibdênio e tungstênio.

Conforme comentado, ligas níquel-ferro com grandes quantidades de nióbio formam (γ'') (Ni₃Nb) preferencialmente à (γ'). O precipitado (γ'') tem estrutura tetragonal de corpo centrado (TCC) que devido ao seu baixo número de planos de escorregamento, confere ao Inconel 718 sua capacidade de manutenção das propriedades a altas temperaturas (REED, 2006).

Esta capacidade de operar em elevadas temperaturas, somada à sua elevada resistência mecânica, boa resistência à fadiga e à fluênciia, elevada resistência à corrosão faz com que o Inconel 718 se destaque (ASM HANDBOOK, 1990). A combinação de propriedades mecânicas que o Inconel 718 possui faz com que tenha ampla aplicação nas indústrias: automobilística, petrolífera, naval, criogênica e, principalmente, aeroespacial. No entanto, as propriedades do material que o tornam desejável representam desafios no momento da usinagem, caracterizando-a então como uma liga de baixa usinabilidade (EZUGWU et al., 1999).

De acordo com Ezugwu (2005), o Inconel 718 o Inconel 718 é aproximadamente 75% e 94% mais difícil de ser usinado que o aço inoxidável e alumínio, respectivamente. Bonney

(2004), Dudzinski et al. (2004) e Ezugwu (2005) relataram as principais razões da baixa usinabilidade do Inconel 718 com a maioria das ferramentas de corte:

- i. É muito suscetível ao encruamento, diminuindo a vida útil da ferramenta.
- ii. Os precipitados e carbonetos de sua microestrutura causam desgaste abrasivo.
- iii. A sua baixa condutividade térmica eleva a temperatura na interface cavaco-ferramenta.
- iv. Ele possui grande afinidade química com o material da maioria das ferramentas de corte, aumentando o desgaste por difusão.
- v. Devido à sua elevada resistência mecânica as forças de corte se mantêm elevadas, o que excita a máquina ferramenta gerando vibrações que podem comprometer a qualidade superficial da peça.

2.2 Microfresamento

Conforme comentado no Capítulo I, existe a demanda por micropeças, microcomponentes e sistemas miniaturizados, o que leva ao desenvolvimento das tecnologias micro e nano, e a microfabricação tem sido a chave para possibilitar a produção desses microprodutos (CHENG; HUO, 2013).

Corbet et al. (2000) classificam as tecnologias de ultraprecisão em quatro tipos principais: engenharia de precisão, microengenharia, nanociência e nanotecnologia. No entanto eles veem esses quatro tipos como interdisciplinares e complementares a partir dos quais, pode-se criar componentes antes impossíveis. Pode-se perceber então que parte importante desse desenvolvimento está relacionada à fabricação dos microcomponentes, que é feita de forma similar aos componentes macro, ou seja, adicionando ou removendo material até a obtenção da geometria e tolerâncias desejadas.

A usinagem diz respeito ao processo de remoção de material, e pode ser denominada convencional, quando a remoção é feita mecanicamente, ou não convencional (usinagem química e eletroquímica, por exemplo) (ASM, 2004). É importante observar que cada processo tem características próprias. A Figura 2.1 compara alguns deles em função da qualidade da superfície em função da rugosidade Ra.

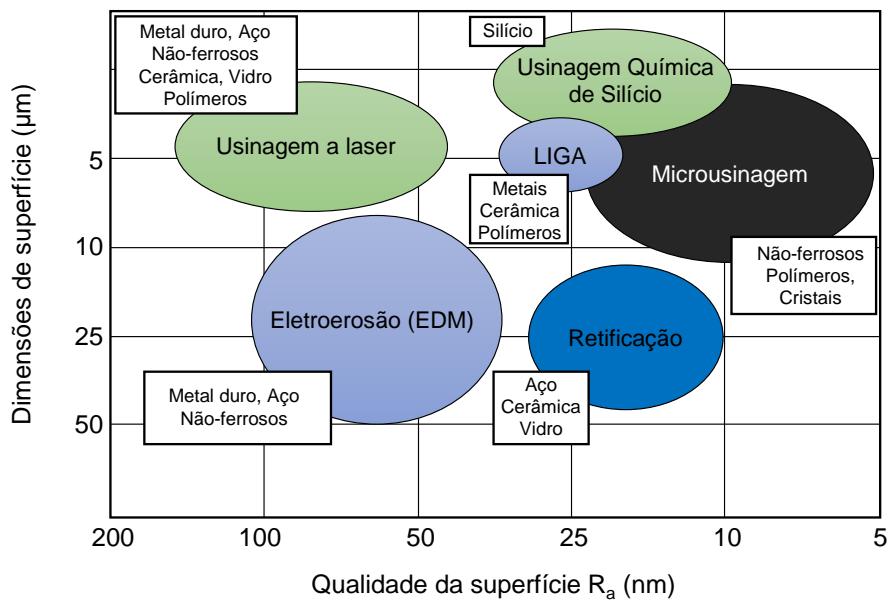


Figura 2.1 – Comparação da microusingagem com outros processos em função do tamanho da peça e sua rugosidade (adaptada de BYRNE et al., 2003).

De forma mais específica, a microusingagem é definida como um processo subtrativo de fabricação em que o material é diretamente removido por uma microferramenta (JAIN, 2015). Masuzawa (2000) compara diversos tipos de microusingagem e pontua as seguintes características em relação à usinagem convencional:

- i. Máquinas de usinagem de ultraprecisão conseguem atingir os mais altos níveis de exatidão de posicionamento.
- ii. Há uma necessidade de redução dos raios de ponta das ferramentas.
- iii. O processo não depende da condutividade elétrica da peça.
- iv. É possível controlar o tempo de usinagem, pois os processos são estáveis.
- v. Para peças muito pequenas a rigidez do material pode ser um limitante para a operação.

Camara et al. (2012) definem microusingagem a partir do tamanho da ferramenta. Assim, para um processo de usinagem ser considerado micro a ferramenta deve possuir dimensões entre 1 μm e 1 000 μm. Os autores indicam ainda que o aspecto mais importante da microusingagem é o fato de a ferramenta ter o raio de sua aresta de corte com dimensões próximas às da microestrutura do material e da espessura de corte, o que faz com que as teorias tradicionalmente aplicadas à usinagem não possam ser utilizadas na microusingagem.

A microusingagem vem sendo estudada desde a década de 1960, no entanto apenas em 1980 começou-se a focar no microfresamento, e há necessidade de maiores pesquisas na área, pois em muitos casos ainda não é possível fabricar componentes “reais”. Esta

incapacidade se deve principalmente à impossibilidade de aplicar processos de acabamento posteriores, como é realizado em usinagem macro (BRINKSMEIER et al., 2010 e CAMARA et al., 2012).

Além disso, dentre os problemas que podem ocorrer na superfície microusinada destacam-se, a baixa qualidade dos contornos, as rebarbas e os defeitos na superfície, como por exemplo, destacamentos e material aderido (DORNFELD et al., 2006). Neste sentido, Brinksmeier et al. (2010) sugerem que os estudos sejam voltados à otimização dos parâmetros de usinagem para melhorar o acabamento da peça. Complementando esta indicação, Camara et al. (2012) listam os principais fatores que devem ser abordados ao se estudar microfresamento, eles são mostrados na Fig. 2.2.

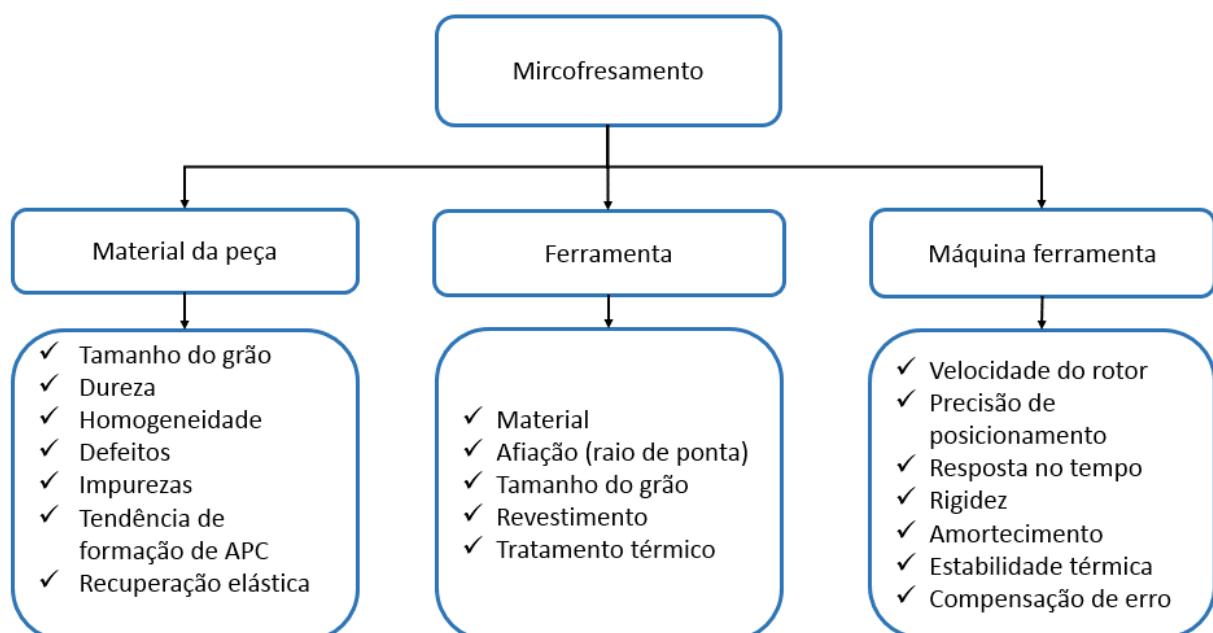


Figura 2.2 – Principais fatores ao estudar microfresamento (adaptada de CAMARA et al., 2012).

Dentre os fatores apresentados na Fig. 2.2 os principais para este trabalho são: tamanho do grão, dureza, homogeneidade, defeitos, tendência de formação de aresta postiça de corte (APC) e recuperação elástica. No entanto, apesar de existirem diversos fatores de influência que podem ser estudados, o microfresamento ocupa uma posição muito restrita em relação às pesquisas em usinagem. A Figura 2.3 contém o número de publicações em função do ano de publicação e dos termos em inglês utilizados para a pesquisa na base de dados da plataforma de pesquisa *Science Direct*.

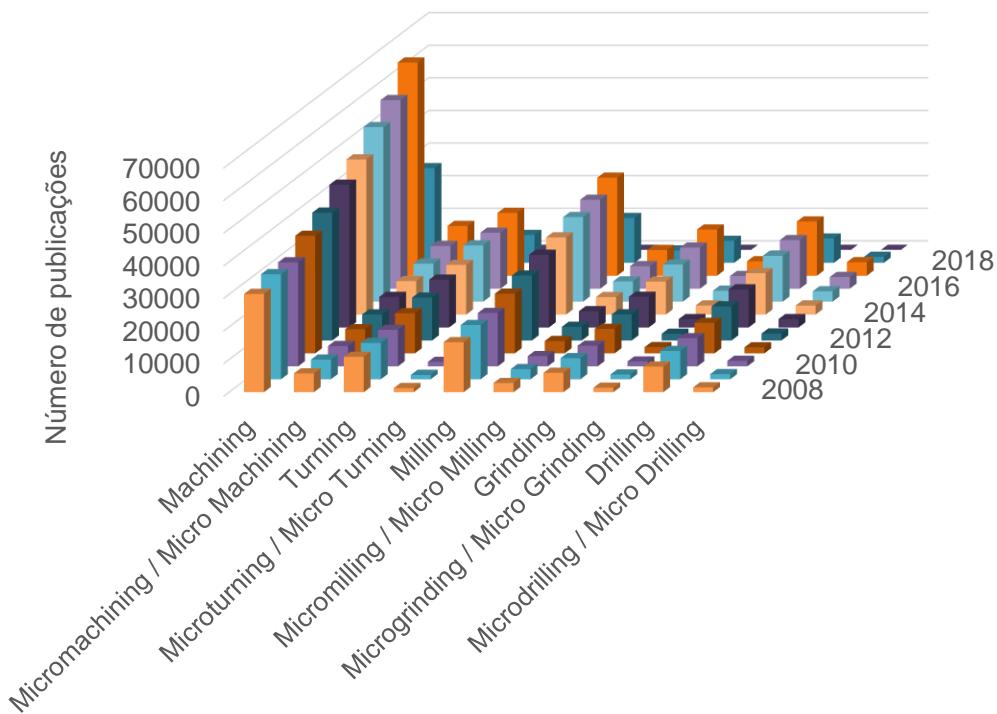


Figura 2.3 – Volume de pesquisas em microusinagem (dezembro de 2018).

Com base nesta análise bibliométrica, Fig. 2.3., comprova-se que ainda há uma escassez de dados e necessidade de estudar estes processos, além disso, é possível observar um crescimento nas publicações da área nos últimos anos.

Apesar do crescimento recente no número de pesquisas, este não é um processo novo. Furukawa e Moronuki (1988) com intuito de compreender a microusinagem, estudaram a influência da microestrutura dos materiais nos processos de corte de ultraprecisão e observaram, entre outras características, que para materiais não homogêneos há grandes variações na dinâmica do processo e em suas forças devido a mudanças de orientação e propriedade dos grãos.

Ainda neste trabalho os autores Furukawa e Moronuki (1988) concluem que é preferível adotar condições de corte que permitam que o comportamento do material seja aproximado ao obtido de maneira macro, que seria preferível utilizar materiais amorfos, com granulometria fina e/ou profundidades de corte dez vezes maiores que os tamanhos médios de grão do material, esta característica também pode ser observada na Fig. 2.4.

Este tipo de característica é intrínseco aos processos micro, e dela resulta o chamado efeito escala, que influenciará em toda a física do microcorte, este fenômeno será detalhado a seguir, Item 2.3.

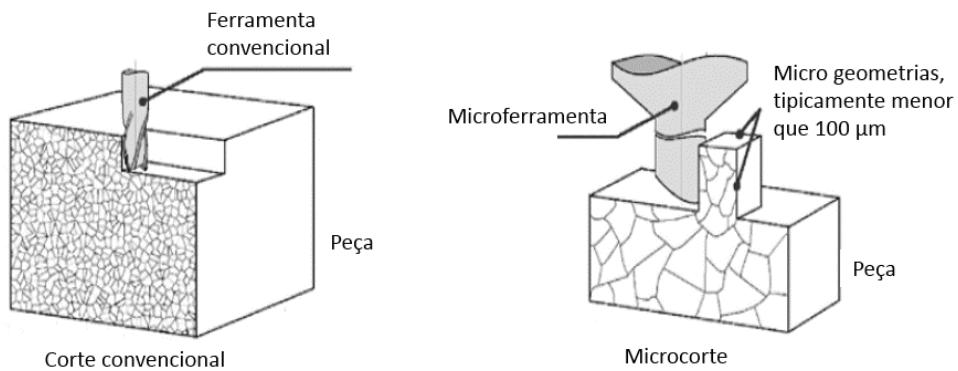


Figura 2.4 – Influência da microestrutura do material no microfresamento (adaptado de CHENG; HUO, 2013).

2.3 Efeito escala e formação de cavaco em microfresamento

Conforme comentado, a espessura de corte e a formação do cavaco são características importantes no microfresamento (VANKATESH et al., 2016). Estes fatores são essenciais devido ao efeito escala associado ao processo. O efeito escala pode ser caracterizado pelo aumento não linear da energia por unidade de volume do material removido, ou energia específica de corte, a partir da diminuição da espessura de corte (LIU; MELKOTE, 2007).

Este efeito está relacionado ao raio de aresta da ferramenta, que no processo macro é considerado perfeitamente afiado (sem raio), e no micro muitas vezes o raio da ferramenta é maior do que a espessura de corte, Fig. 2.5 (KIM; KIM, 1995 e CHAE et al., 2006).

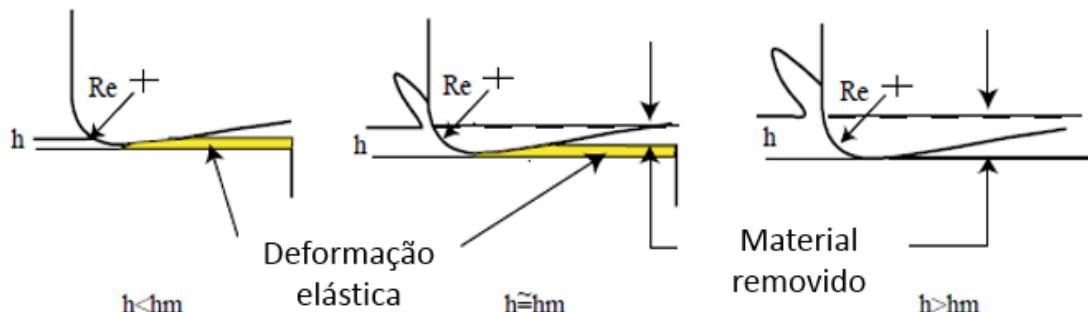


Figura 2.5 – Espessura mínima de corte, diferença entre processo micro e macro (adaptado de CHAE et al., 2006).

Este efeito é considerado importante, pois, o material da peça irá deslizar sobre a superfície de folga da ferramenta, devido à sua recuperação elástica, e haverá efeito de

plowing devido ao ângulo de saída muito negativo durante a microusinagem. Além disso é esperado pouco cisalhamento, e que ele ocorra de maneira localizada (KIM; KIM, 1995 e WANG et al., 2016).

CHAE et al. (2006) complementam que o aumento nas forças de corte ocorre, pois, uma quantidade relativamente alta de material deverá estar no regime plástico para que uma pequena quantidade seja removida, resultando também em uma grande energia específica. Caso a espessura adotada seja muito pequena, o material irá apenas se deformar elasticamente, não havendo formação de cavaco e, consequentemente, retirada de material, ou seja, existe uma espessura mínima de corte e quando o avanço ou espessura de corte é menor do que este valor, não ocorre formação de cavaco (Fig 2.5).

Quando se está usinando na escala da microestrutura, alguns fenômenos devem ser considerados. Liu et al. (2017) estudaram de maneira mais específica o mecanismo de formação dos contornos de grão durante o microcorte de cobre, Fig. 2.6, e fizeram três conclusões principais:

- i. Os deslocamentos (internos ao grão) ocorrem continuamente na interface ferramenta-peça até que são parados por um contorno de grão. A partir disso, os deslocamentos se alinharam formando um sub-contorno de grão de forma a minimizar a energia do sistema. Destes sub-contornos são gerados sub-grãos devido ao *plowing* e a rotação da rede cristalina. Finalmente, caso este novo grão tenha planos de escorregamento diferentes do original, ocorre o degrau de contorno de grão.
- ii. Há um pico na força de corte quando a ferramenta atinge o contorno de grão, devido aos efeitos geométricos de endurecimento. A variação nas forças de corte devido aos contornos de grão pode causar maiores vibrações na ferramenta.
- iii. A ocorrência do degrau de contorno de grão influencia diretamente na qualidade final da peça usinada.

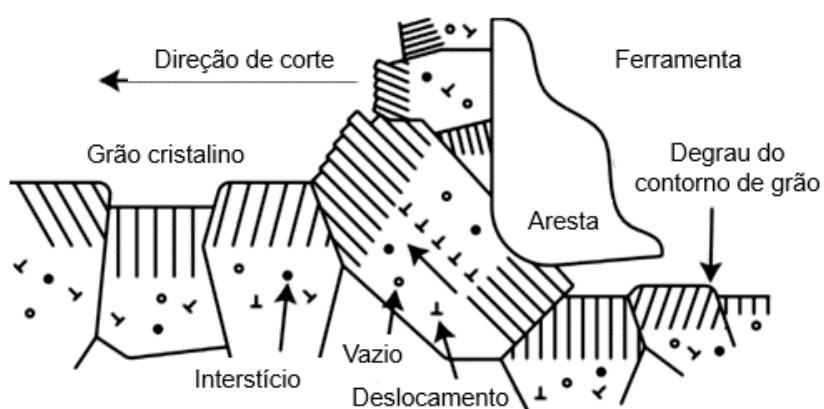


Figura 2.6 – Microcorte de cobre policristalino (adaptado de LIU et al., 2017).

Wang et al. (2008) abordam estas deformações com enfoque na ferramenta de corte, Fig.2.7.

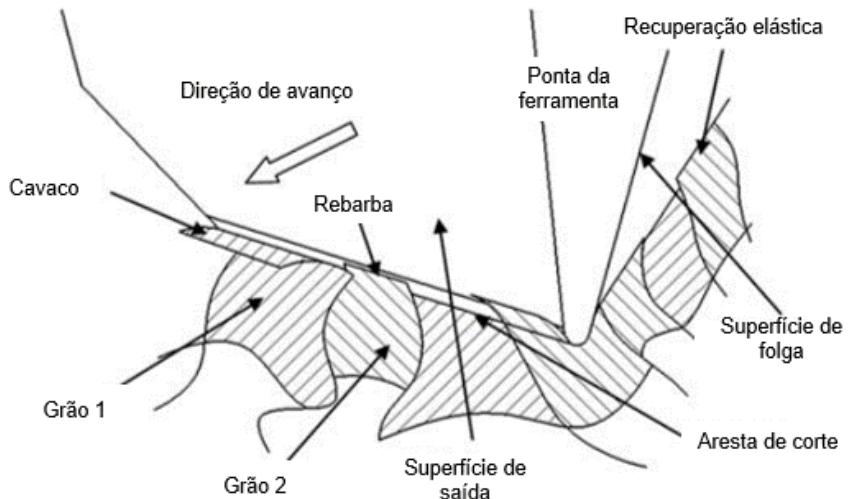


Figura 2.7 – Influência da microestrutura na formação do cavaco no microfresamento (adaptado de WANG et al., 2008).

Ahmadi et al. (2018) também avaliaram a influência da microestrutura ao microfresar Ti-6Al-4V com diferentes tamanhos de grão. Os autores utilizaram uma microfresa de 400 µm de diâmetro, velocidade de corte de 35 m/min, avanço por dente de 1,5 µm e profundidade de corte de 30 µm. As amostras com grãos mais refinados exigiram maiores forças de corte, 3,25 N comparado com 2 N para grãos mais largos (diferente do esperado de acordo com Furukawa e Moronuki (1988)). Além disso, a microestrutura mais fina propiciou a formação de aresta postiça de corte. Os autores também observaram uma pequena diminuição nos valores de rugosidade para as amostras com grãos refinados, rugosidade superficial quadrática (S_q) de aproximadamente 30 nm para amostra de grãos refinados e 35 nm para amostra de grãos largos.

De Assis et al. (2015), realizaram microfresamento de aço de baixo carbono com grãos ultrarefinados e compararam com aço de baixo carbono bifásico, utilizando microfresas Mitsubishi de 200 µm e 800 µm. Os autores utilizaram os seguintes parâmetros: $a_p = 32 \mu\text{m}$, $f_z = 0,5 \mu\text{m}$, $3,0 \mu\text{m}$ e $10 \mu\text{m}$ e rotação de 10 000 rpm e 54 000 rpm. Como resultados, observaram que uma microestrutura refinada irá resultar em melhor qualidade da superfície, a rugosidade média da superfície (S_a) aumenta com o aumento dos grãos da microestrutura de $0,08 \mu\text{m}$ para $0,14 \mu\text{m}$ aproximadamente, mesmo variando parâmetros de corte e o diâmetro da microfresa. Além disso, os autores compararam de maneira qualitativa a formação de rebarbas, conforme ilustra a Fig. 2.8, e concluíram que a dimensão das rebarbas é inversamente proporcional ao avanço por dente para o material com grãos refinados.

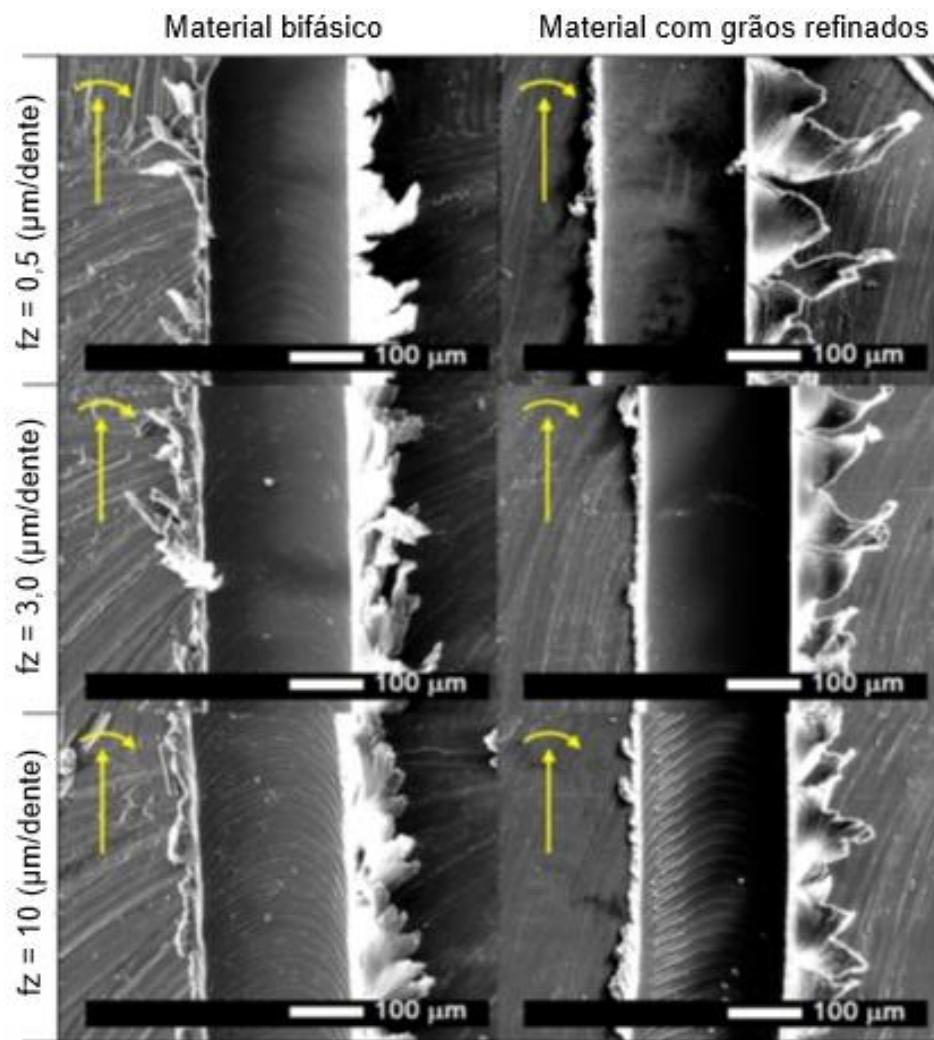


Figura 2.8 – Diferença na qualidade do canal em função do avanço por dente e da microestrutura do material (adaptado de DE ASSIS et al., 2015).

Este efeito terá influência também sobre a formação das rebarbas. Chern et al. (2007) comentam que o processo de formação das rebarbas primárias ocorre quando a microfresa não é capaz de gerar um cavaco e então existe apenas atrito, o material à frente da microfresa é empurrado e deforma plasticamente, ocorre fratura próxima ao centro e a rebarba se curva chegando a um comprimento de até metade do diâmetro da microfresa. Estas etapas são mostradas na Fig. 2.9. Yadav et al. (2017) sugerem o aumento da velocidade de corte contribui para a redução das rebarbas.

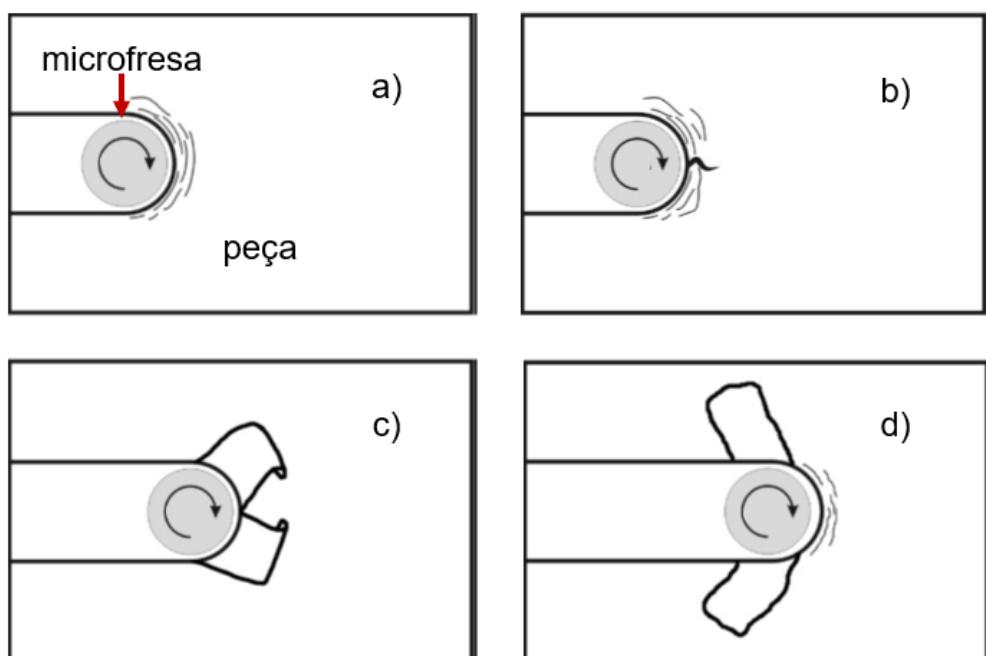


Figura 2.9 – Formação de rebarba primária em microfresamento, onde: a) deformação elástica do material, b) fratura do material deformado, c) rebarba se curva e d) início de um novo ciclo (adaptado de CHERN et al., 2007).

É importante ressaltar que esta passagem de material sobre a ferramenta aumenta as forças de corte e faz com que o desgaste da ferramenta aumente. Chae et al. (2006) ainda acrescentam que esse aumento das forças além do desgaste pode gerar grandes deflexões na ferramenta e favorecer a formação de aresta postiça de corte.

Para evitar este tipo de evento, Son et al. (2005) propuseram um modelo matemático para estimar a mínima dimensão do cavaco para que ocorra corte e não apenas deformação, esta correlação é mostrada na Eq. 2.1.

$$h_m = r_e(1 - \cos(\theta_m)) \quad \text{Eq. (2.1)}$$

Onde h_m é mínima espessura de corte, r_e é raio da ponta da ferramenta e θ_m pode ser obtido de duas formas: ângulo de atrito entre o material não removido da peça e a ferramenta ou o ângulo entre o cavaco contínuo e a ferramenta.

Quando a espessura de corte é menor que o h_m o processo é dominado pelo *plowing*, há baixas rugosidades e tensões residuais compressivas, ao iniciar a transição do *plowing* para a formação de cavaco, a rugosidade aumenta e as tensões residuais tornam-se trativas. Tensões residuais trativas em microusinagem são causadas pelos altos gradientes de

temperaturas induzidas pelas altas deformações plásticas, à frente da aresta de corte, e pelo atrito (RAMOS et al., 2012).

Ao se considerar o movimento da microfresa, é esperado que o plano de cisalhamento varie de acordo com a quantidade de energia necessária para mover a aresta postiça de corte para o segmento do próximo cavaco. O ciclo se repete quando mais material acumulado é depositado na aresta de corte e em seguida depositado no cavaco. É importante ressaltar que esse tipo de processo será dependente do material, uma vez que ele modificará o atrito com a ferramenta (JACKSON, 2006).

Um modelo similar ao de Son et al. (2005) é utilizado por Malekian et al. (2012) para simular a dimensão mínima do cavaco. A partir de seus resultados computacionais concluem que o ângulo de estagnação pode ser aproximado ao de fricção e que a espessura mínima é diretamente proporcional a estes ângulos, Figura 2.10.

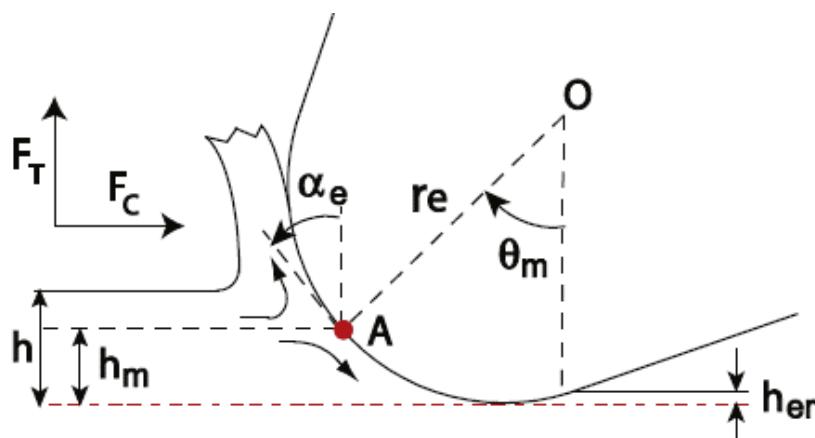


Figura 2.10 – Esquema das variáveis envolvidas no cálculo da espessura mínima de cavaco (MALEKIAN et al., 2012).

De acordo com Dib et al. (2018) a formação do cavaco no microfresamento pode ser descrita da seguinte forma, similar à usinagem convencional: durante o movimento da ferramenta de corte o material da peça é deformado elasticamente e plasticamente, após a deformação, o material sofre um deslocamento na zona de corte, então ocorre a ruptura total ou parcial deste material e um novo ciclo começa, este fenômeno se repete até que o ocorra a ruptura total e o cavaco seja formado, a Figura 2.11 representa esquematicamente este processo.

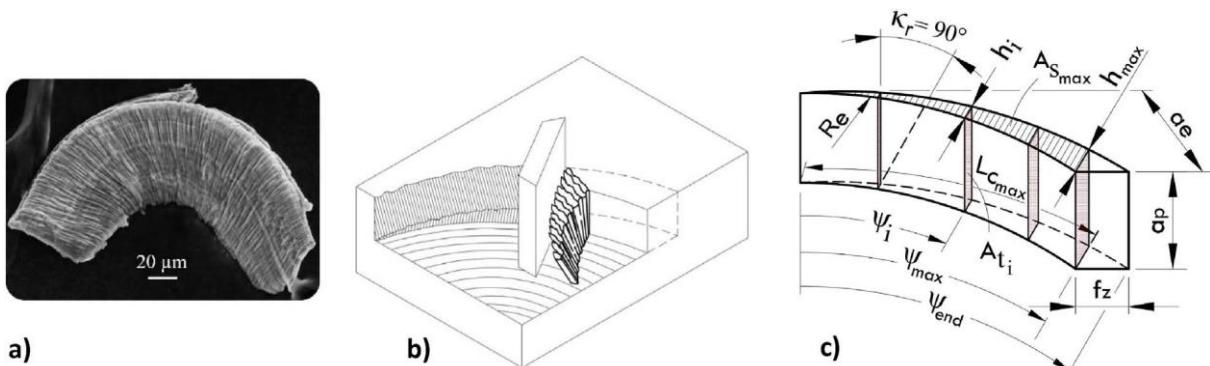


Figura 2.11 – Formação do cavaco no microfresamento, a) cavaco de alumínio fresado com $f_z = 5 \mu\text{m}$ e $a_p = 50 \mu\text{m}$, b) esquema da formação das lamelas do cavaco e c) espessura de corte mostrando as variáveis relativas ao processo (DIB et al., 2018).

Ainda em relação à Fig. 2.11, as variáveis representam: h_i espessura de corte, h_{max} máxima espessura do cavaco, a_p profundidade de corte, f_z avanço por dente, a_e penetração de trabalho, ψ_i ângulo de corte, ψ_{max} ângulo para máxima espessura do cavaco, ψ_{end} ângulo no final da espessura de corte, $L_{C_{max}}$ comprimento de corte até h_{max} , R_e raio de curvatura efetivo, A_{t_i} área transversal de corte, $A_{S_{max}}$ área da superfície de corte até h_{max} e κ_r ângulo de posição.

Dib et al. (2018) comentam ainda que todos estes parâmetros são diretamente influenciados pelo avanço por dente, penetração de trabalho, ângulo de posição e excentricidade da ferramenta. Além disso, o ângulo de folga e o ângulo de inclinação da ferramenta vão interferir na geometria do cavaco. Desta forma, compreender a geração de cavacos é essencial para compreender as características e limitações dos processos em microescala (SCHUELER et al., 2017). Porém, sabe-se que a coleta de cavacos em operações de microusinagem é um processo complexo (ALHADEFF et al., 2019), desta forma sua análise é dificultada.

2.3.1 Cavaco esferoidal

Há uma variação nos mecanismos de formação do cavaco do microfresamento em relação ao macrofresamento, conforme comentado. No entanto, sua geometria segmentada, seja em fita ou helicoidal é semelhante. Em 2019 foi reportado no microfresamento um novo tipo de cavaco, que já havia sido reportado em outros processos, principalmente em retificação, mas nunca na microusinagem, o cavaco esferoidal, a Fig. 2.12 apresenta o perfil geométrico dimensional do cavaco e a respectiva imagem obtida via microscópio eletrônico de varredura (MEV) (DE OLIVEIRA, et al., 2019).

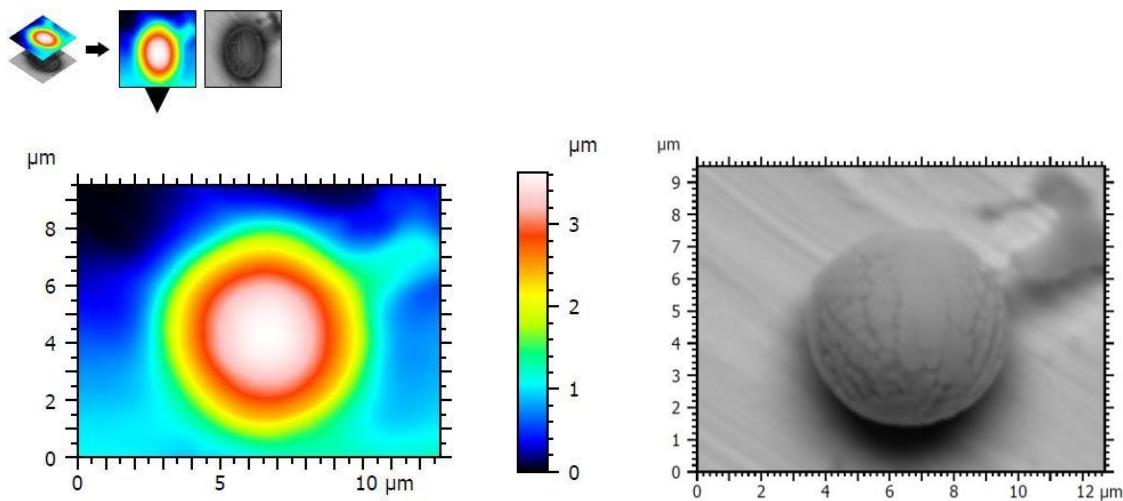


Figura 2.12 – Geometria tridimensional do cavaco esferoidal (DE OLIVEIRA et al., 2019).

As teorias sobre este tipo de cavaco variam e sua formação será explicada brevemente:

Doyle e Dean (1980) foram os primeiros a reportar este tipo de cavaco, no processo de retificação de níquel, e associaram sua formação à oxidação de pequenos cavacos em taxas tão elevadas que ocorreria combustão. Os autores embasaram sua teoria no fato de Letner (1955) (LETNER, 1955 apud DOYLE; DEAN, 1980) ter observado que em retificação na presença de oxigênio, os cavacos esferoidais são formados em abundância, bem como as faíscas ou *sparks*, comuns no processo, o que não ocorre quando se utiliza uma atmosfera controlada de nitrogênio ou hélio puros.

Uma outra teoria afirma que este tipo de cavaco é formado de plaquetas que surgem durante a fase do atrito de contato entre o rebolo e a peça. Sua geometria seria devido aos elétrons extras na camada recém-formada, que possuem fortes ligações e se reorganizariam em esferas, por esta ser a geometria com menor energia (RAMANATH et al., 1987).

Posterior a isto, Lu et al. (1992) observaram que as esferas poderiam ter diversos tipos e em seus ensaios verificaram que suas dimensões poderiam variar de 1 μm a 80 μm . Estes autores afirmaram que as esferas eram formadas a partir de metal líquido com baixa tensão superficial, mas não concluíram de forma definitiva se o metal se fundia devido ao atrito ou à oxidação dos cavacos recém gerados.

Indo de encontro a esta dúvida, Wong e Doyle (1999) concluíram experimentalmente que a formação do cavaco esferoidal ocorre devido à enorme razão entre área de superfície por volume das plaquetas, isto induz a uma oxidação muito rápida, exotérmica, que gera calor

suficiente para derreter este fino pedaço de substrato metálico e causar sua esferoidização, antes que resfrie com microestrutura dendrítica.

Na área da tribologia, é comum a avaliação da presença de esferas em lubrificantes de equipamentos e motores para controlar seu desgaste, e mesmo prever falhas ou agendar manutenções (LOY; MCCALLUM, 1973, SCOT; MILLS, 1973a, SCOT; MILLS, 1973b, BALOGH, 2002, RAADNUI, 2005, KHAN et al., 2008 e KUMAR et al., 2013).

Recentemente houve um retorno no interesse por este tipo de cavaco e trabalhos de retificação utilizaram de recursos atuais de imagem para avaliar de maneira mais completa este tipo de cavaco. Pôde-se observar então que o cavaco: é oco, não está relacionado com a qualidade da peça retificada, pode ocorrer sozinho ou em grupo e sua oxidação ocorre fora da interface rebolo-peça. Também foi analisado que com o aumento da temperatura de fusão, do material usinado, há uma redução na probabilidade de formação deste tipo de cavaco, no entanto quando ele é formado, seu diâmetro tende a ser maior (KAPLONEK et al., 2016, ARDASHEV, 2016a e ARDASHEV, 2016b).

De Oliveira et al. (2019) observaram pela primeira vez estes cavacos no microfresamento de Inconel 718, estes autores avaliaram os dois mecanismos principais para formação deste tipo de cavaco: fusão devido ao atrito e oxidação exotérmica, ambas seguidas de altas taxas de resfriamento que dão a característica dendrítica ao cavaco esferoidal, Figura 2.13.

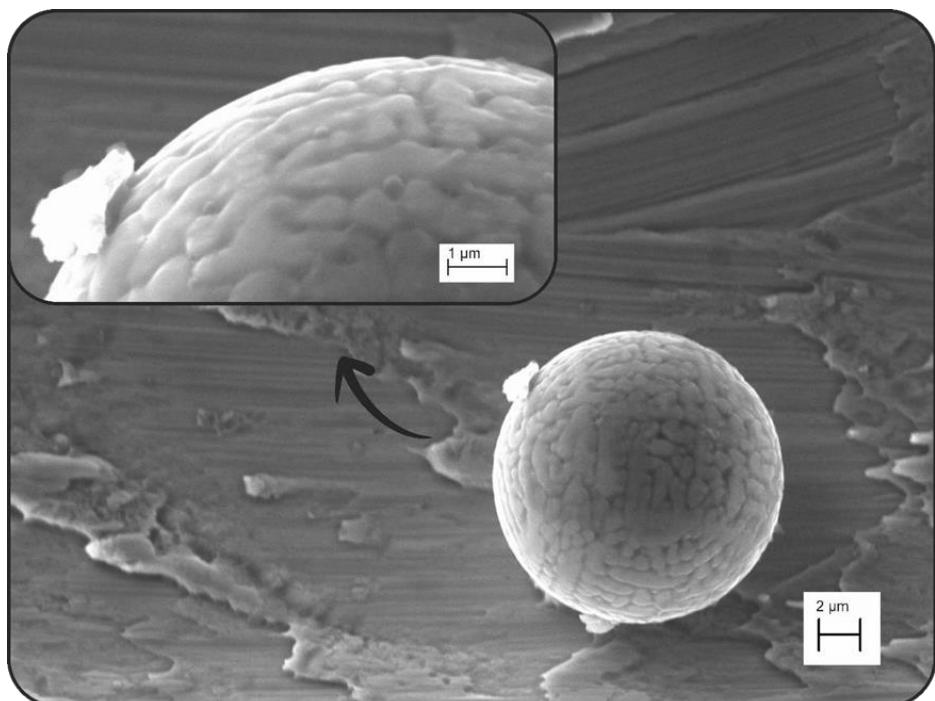


Figura 2.13 – Detalhes do cavaco esferoidal (DE OLIVEIRA et al., 2019).

Foi verificada a presença de oxigênio na esfera, por espectroscopia de energia dispersiva (EDS) Fig. 2.14, elemento não encontrado no cavaco contínuo, além disso, os autores calcularam a energia específica do processo e concluíram que ela sozinha não seria suficiente para atingir o ponto de fusão do Inconel 718 apenas por atrito. Desta forma eles concluíram que a esfera é formada devido à oxidação de um pequeno cavaco com elevada energia específica. Após a oxidação exotérmica este cavaco se funde e adquire a geometria esférica (menor energia), sua característica superficial é então dada pelas altas taxas de resfriamento, gerando dendritas finas

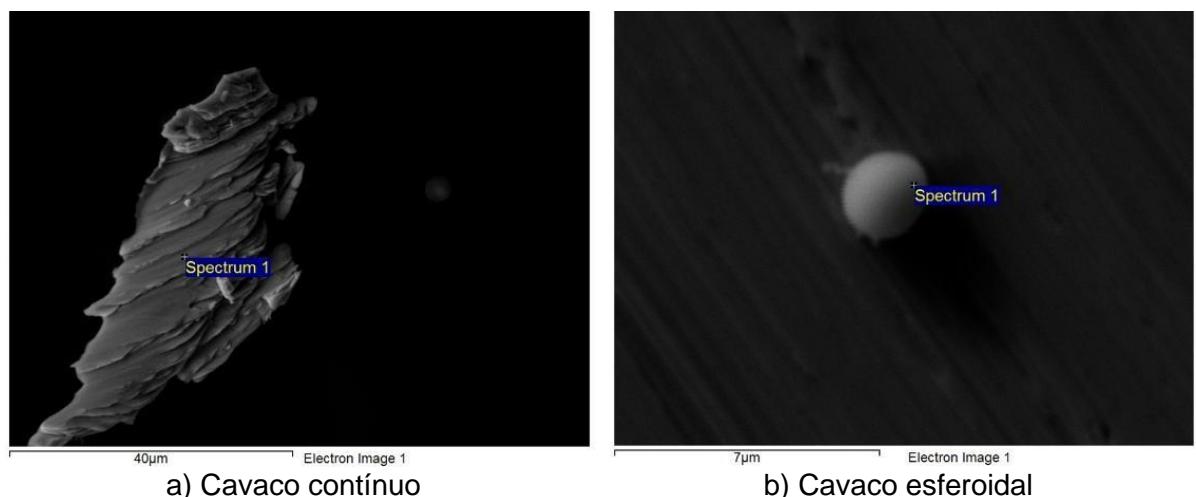


Figura 2.14 – EDS para diferentes tipos de cavaco (adaptado de DE OLIVEIRA et al., 2019).

2.4 Forças de corte e vibrações em microfresamento

Conforme comentado a respeito do microfresamento, tanto a energia específica quanto a força de corte específica serão altas para microusinagem. Isso resulta em uma grande diferença para usinagem macro para qual espera-se que, quanto menor a espessura de corte menores serão as forças, e para um dado material a energia específica de corte é constante. Estes fatos não ocorrem na microusinagem, neste processo a energia específica aumenta exponencialmente com a redução da espessura de corte (CHENG; HUO, 2013).

De forma complementar, Chae e Park (2006) observam que este efeito na força específica está diretamente relacionado com o ângulo negativo da ferramenta e o elevado raio de aresta, fatores que impedem o uso de modelos tradicionais de forças que consideram a

aresta de corte perfeitamente afiada, desta forma não é possível utilizar a norma ABNT NBR 12545 (ABNT, 1991) para as medições de força de microusinagem.

Assim, os trabalhos em microusinagem tentam desenvolver modelos para prever as forças de corte ou as pressões específicas de corte, e entender a influência que os seguintes parâmetros tem sobre a forças de corte: mínima espessura do cavaco, recuperação elástica do material, *plowing* e batimento radial da microfresa (ZIBEROV et al., 2016b).

Lai et al. (2008) comentam que a energia específica de corte irá aumentar de maneira significativa, Fig. 2.15, quando a espessura do cavaco for menor que a mínima espessura para formação de cavaco (h_{min}). Os autores concluíram através de experimentos e simulação (representados na Fig. 2.15 por Exp. e Sim., respectivamente), que este aumento se deve ao *plowing* somado à acumulação de material que ocorre durante a usinagem, o que torna a espessura real do cavaco maior, quando ele finalmente é formado.

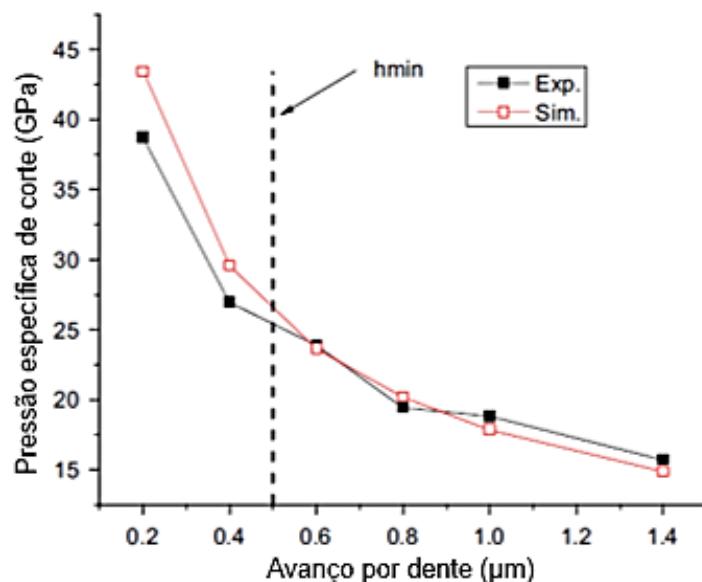


Figura 2.15 – Energia específica de corte em função do avanço por dente (adaptado de LAI et al., 2008).

Levando em consideração esta parcela do *plowing*, é possível obter um modelo analítico das forças de corte, baseado no processo de usinagem convencional, Eq. (2.2) (CHENG; HUO, 2013).

$$F_c = k_s b h + k_e b \quad \text{Eq. (2.2)}$$

Onde F_c é a força de corte, determinada pela multiplicação de k_s (pressão específica de corte), b (largura de corte) e h (espessura de corte), conforme modelos tradicionais de usinagem convencional, somado à contribuição do *plowing* dada pelo produto de k_e (coeficiente da aresta de corte) por b (CHENG; HUO, 2013). Em alguns estudos, os autores simplificam este fenômeno da seguinte forma (ZHANG et al., 2016):

- i. Espessuras de corte muito pequenas: apenas *plowing* e deformações elásticas.
- ii. Espessuras próximas à espessura mínima de cavaco: ambos fenômenos.
- iii. Espessuras maiores que a mínima de cavaco: apenas formação de cavaco.

No entanto, esta simplificação deve ser utilizada com critério, uma vez que o *plowing* ocorre também quando há formação de cavaco. É necessário entender de forma adequada o *plowing* pois ele está diretamente relacionado ao amortecimento do processo, e por sua vez, ao fenômeno de vibrações auto induzidas (*chatter*) (WAN et al., 2016).

Wan et al. (2016), em um estudo de macrofresamento, avaliaram os efeitos do *plowing* nas forças de corte e respostas estáticas e dinâmicas do sistema, através de análise numérica computacional comparada a experimentos realizados em alumínio Al7050, com fresas de diferentes geometrias. Verificaram que os efeitos do *chatter* são ainda mais evidentes para operações em baixas velocidades de corte (aproximadamente 38 m/min).

Oliaei e Karpat (2017) microfresando Ti-6Al-4V com microferramenta de metal duro, de fabricação própria, com 800 µm de diâmetro, verificaram que a presença de APCs maiores resultavam em maiores forças de corte, chegando a um aumento de quase 100%. Ainda em relação às APCs eles concluíram que seu maior tamanho reduz a rugosidade final do canal, rugosidade média da superfície (S_a) passa de 0,08 µm para 0,05 µm aproximadamente, porém se a APC não for estável o canal se deteriora. Além disso, os autores verificaram que maiores rebarbas são geradas quando o processo requer maiores forças, no entanto ressaltam que isto não tem correlação com a APC.

Yuan et al. (2018) realizaram um estudo computacional com validação experimental a respeito das forças no microfresamento. Para a etapa experimental foi utilizada uma microfresa de 900 µm de diâmetro, sem revestimento, com rotação de 18 000 rpm e amostras de Al6061-T6 montadas em um dinamômetro Kistler 9257B. Os autores observaram que o coeficiente de força, que leva em conta a espessura de corte e pode ser equiparado qualitativamente à uma força específica, aumenta com a redução da espessura de corte, enquanto as forças absolutas diminuem, Figura 2.16.

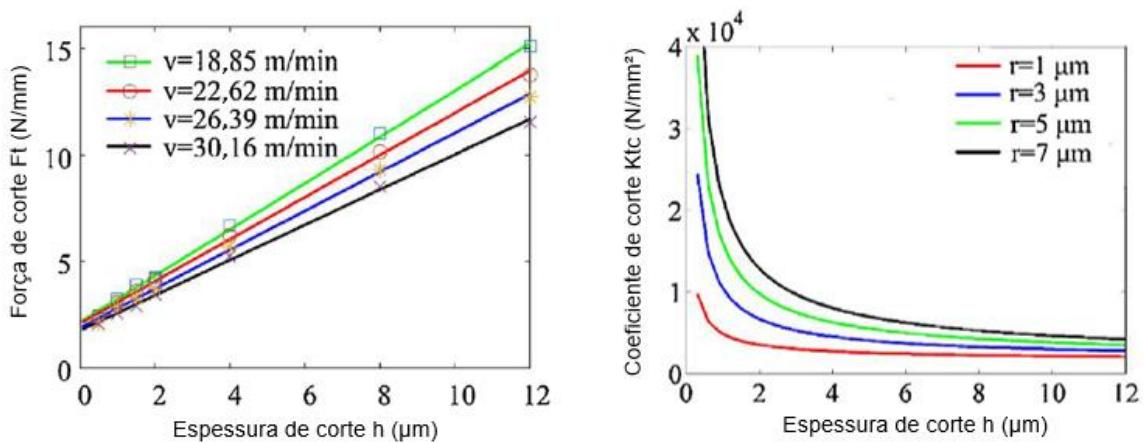


Figura 2.16 – Desenvolvimento das forças de corte e do coeficiente de corte em função da espessura de corte (adaptado de YUAN et al., 2018).

Em relação à energia específica, Zahedi et al. (2013) encontraram resultados expressivos. Estes autores verificaram que para materiais anisotrópicos a diferença de energia específica de corte chega a 400% para diferentes orientações cristalográficas, ao microusinar cobre-cristalino. Demiral et al. (2014) encontraram resultados similares ao microusinar um monocrystal cúbico de face centrada (CFC), porém não quantificaram a redução. Desta forma, uma alternativa para reduzir as forças em usinagem de materiais anisotrópicos pode ser a escolha adequada da direção de usinagem.

Aramcharoem e Mativenga (2009) estudaram o microfresamento do aço ferramenta H13 (43 HRC), com ferramentas de 900 μm de diâmetro de metal duro com WC ultrafino, usando com $a_p = 50 \mu\text{m}$ e 30 000 rpm. Para suas condições, os autores verificaram o mesmo comportamento de aumento significativo nas tensões específicas de corte com a redução da razão entre a espessura de corte e o raio de ponta da ferramenta. As tensões específicas (valores aproximados) ficam em torno de 30 GPa para razões de 0,8 a 1,2, e passam para 75 GPa para uma razão de 0,4, atingindo 110 GPa para uma razão de 0,2.

2.5 Desgaste da microfresa

Avaliar o desgaste de uma microferramenta é um processo complexo. O desgaste da microfresa aumenta com o ângulo de saída negativo da microferramenta, o que consequentemente reduz o ângulo de cisalhamento e amplia a zona de cisalhamento. O resultado é o aumento à resistência à deformação plástica, com consequente aumento nas forças de corte, temperaturas e taxa de desgaste (THEPSONTI et al., 2015). Os tipos de desgaste que podem ocorrer são mostrados na Figura 2.17.

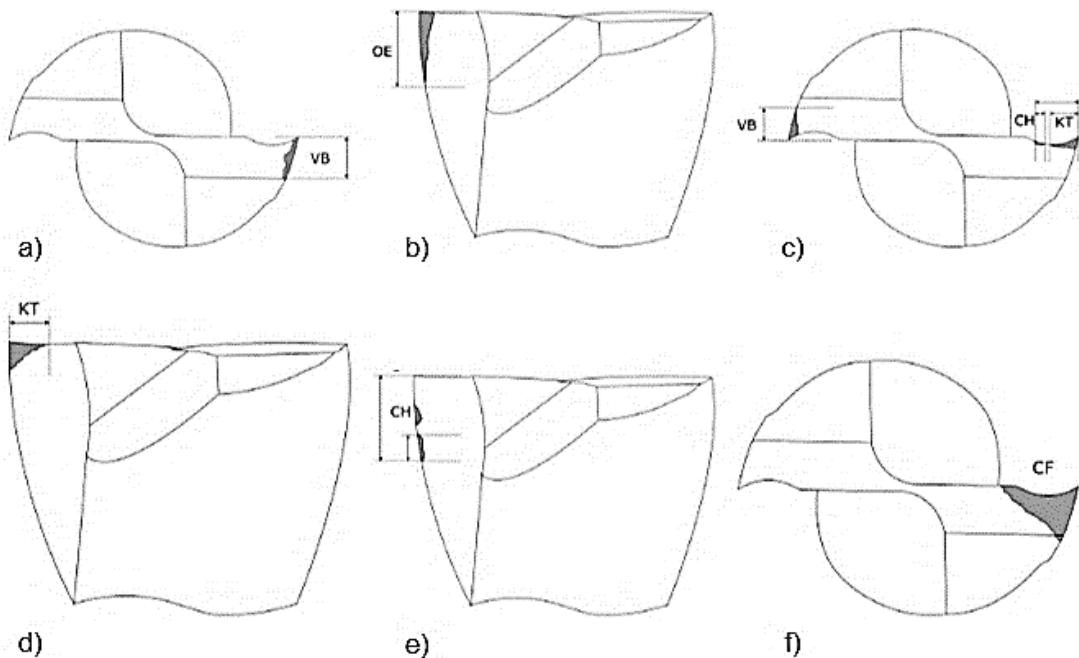


Figura 2.17 – Tipos de desgaste em microfresamento (adaptado de ALHADEFF et al., 2019).

Em relação à Fig. 2.17, nas Fig. 2.17 a) e c) é possível observar o desgaste de flanco, com nomenclatura VB, similar à utilizada em macrousinagem. Já nas Figs. 2.17 c) e d) o desgaste medido na aresta secundária de corte (KT) e na Fig. 2.17 b) o desgaste medido na aresta principal de corte (OE). Seguindo nas Figs. 2.17 c) e e) o desgaste por lascamento (CH) e na Fig. 2.17 f) a falha catastrófica (CF).

Ziberov et al. (2016a) avaliaram o desgaste de microfresas de metal duro, de 152,4 µm de diâmetro, sem revestimento, ao microfresar Ti-6Al-4V, a seco e com aplicação de fluido de corte pela técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL). Os autores mediram dois tipos de desgaste, conforme o mostrado pela Fig. 2.18. Eles adotaram a estratégia de medição de desgaste após cada passe, para acompanhar a evolução do desgaste da microferramenta durante o processo. Na Figura 2.19 é mostrada a evolução do desgaste obtido das duas formas.

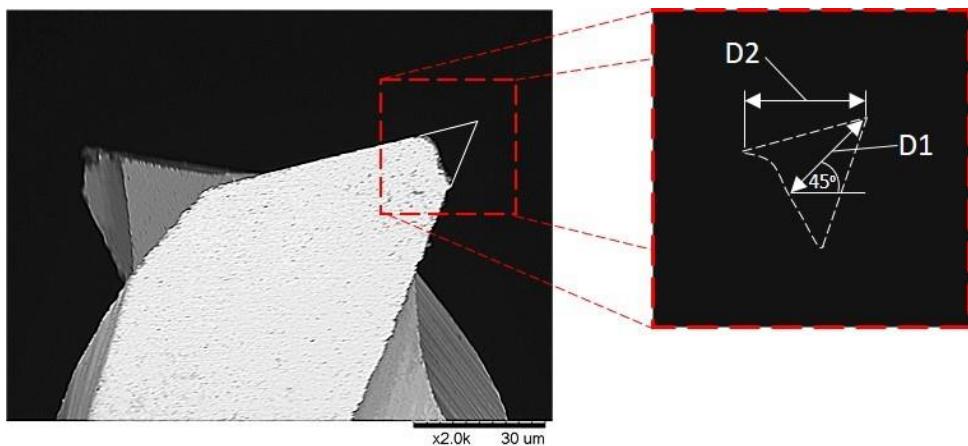


Figura 2.18 – Metodologia para medição de desgaste na superfície de folga, onde D1 representa desgaste 1 e D2 o desgaste 2 (ZIBEROV et al., 2016a).

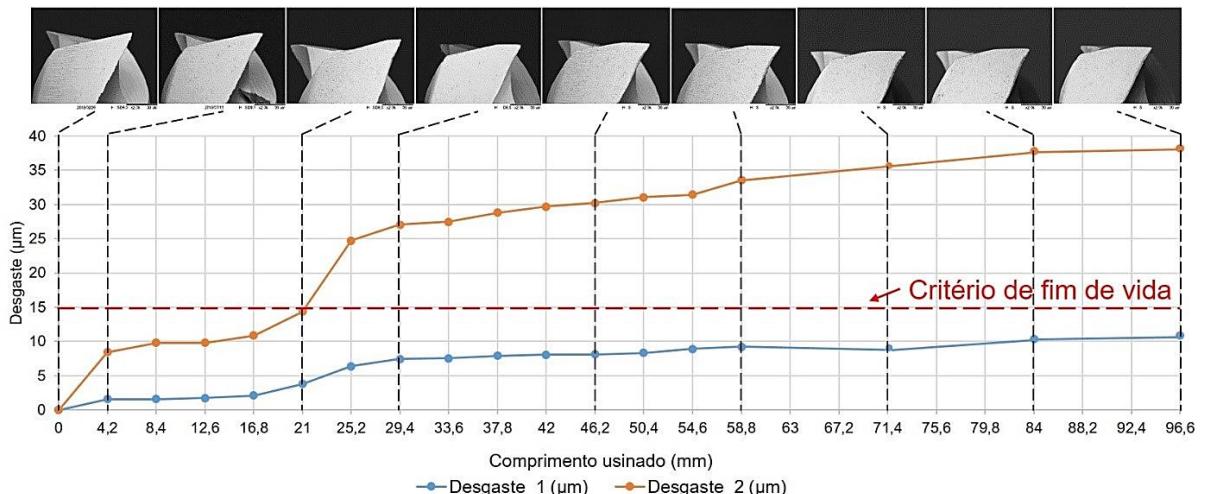


Figura 2.19 – Evolução do desgaste de microfresa (ZIBEROV et al., 2016a).

O comportamento do desgaste 2 mostrado na Fig. 2.19, segue o usual para ferramentas macro: há uma primeira região de desgaste com taxas acentuadas devido a acomodação do sistema, seguido de uma região com menores taxas de desgaste e uma terceira região na qual o desgaste é elevado e sua taxa volta a aumentar. Apesar de apresentar um desgaste severo após 25,2 mm, Zibetrov et al. (2016a) reportam que não há quebra da ferramenta para as condições investigadas.

O estudo de Zibetrov et al. (2016a) contemplou ainda os tipos de desgaste e o de flanco se mostrou predominante para este tipo de operação. Em algumas ferramentas foi observada presença de desgaste pelo mecanismo de adesão, que é característico de baixas velocidades de corte (10 m/min). Outra constatação foi a da formação de APC para usinagem sem aplicação de fluido de corte, o que diminui a taxa de desgaste da microferramenta porém produz um canal com acabamento inadequado.

Outro estudo que avaliou o uso de fluido de corte foi o de Vasquez et al. (2015), a partir de ensaios em Ti-6Al-4V com fluido de corte vegetal MAK KIT10, com diluição 1:10 em água, as vazões não são especificadas, e ferramentas Mitsubishi de 200 µm, com $a_p = 20 \mu\text{m}$, 30 000 rpm, e $f_z = 1,25 \mu\text{m}$. Os autores verificaram que ao utilizar fluido de corte de maneira convencional o desgaste foi maior que o apresentado ao usar MQL aplicado na direção do avanço, os desgastes obtidos (medidos como redução no diâmetro da microfresa) foram 6,15% e 1,60%, para convencional e MQL, respectivamente.

Xu et al. (2016) durante o microfresamento de alumínio, liga 2024, observaram os seguintes mecanismos de desgastes: adesivo, microfraturas e difusivo, em microfresas de cermet e metal duro, de fabricação própria, com diâmetro de 990 µm, utilizando $a_p = 100 \mu\text{m}$, 30 000 rpm e $f_z = 2 \mu\text{m}$. Os autores observaram que a ferramenta de cermet é mais resistente ao desgaste e a ferramenta de metal duro apresentou ainda quebra da ponta e desgaste de flanco.

Ao mensurar o desgaste através da redução no diâmetro da microfresa, Teng et al. (2018) observaram que existe uma perda significativa de material da microfresa e consequentemente uma redução significativa em seu diâmetro. Os autores obtiveram estes resultados ao microusinar um material sintetizado de Mg/Ti, com microfresas de 500 µm, revestidas com AlTiN e sem revestimento. Os parâmetros usados foram 80 000 rpm e $a_p = 100 \mu\text{m}$ e diferentes avanços por dente, variando entre 0,75 µm e 3,00 µm. Os autores associam estes desgastes ao aumento do raio da aresta de corte e concluem que a maior parte do desgaste ocorre devido a um desgaste de flanco, não uniforme, associado ao lascamento na aresta principal de corte. Além disso, os autores observaram que os menores valores de desgaste foram obtidos para o menor avanço por dente (0,75 µm), e para $f_z = 3,00 \mu\text{m}$, maior utilizado, os desgastes foram os menores, independente da microfresa e dos parâmetros utilizados.

Levando em conta a correlação entre a qualidade do canal e o desgaste da microferramenta, Schaller et al. (1999) avaliaram o desgaste de diferentes microferramentas de fabricação própria, com diferentes diâmetros, em microfresamento de aço inoxidável (X5CrNi1810) e latão (CuZn40Pb2). Para ferramentas de 50 µm de diâmetro, os parâmetros de corte foram $f_z = 5 \mu\text{m}$, $a_p = 2 \mu\text{m}$ e foi utilizado fluido de corte na forma de spray. Ao usinar o aço inoxidável os autores verificaram que a microfresa perde sua geometria e torna-se arrendada, o que de acordo com os autores danifica a geometria do canal e faz com que uma menor quantidade de material seja removida da peça. Este aumento no raio também é responsável por aumentar as forças de corte, fator que os autores associam à quebra de ferramentas com diâmetros menores que 100 µm.

É possível perceber então que vários autores observam o desgaste de ferramenta no microfresamento de formas diferentes. Em relação à quantificação do desgaste para definir um critério de fim de vida não é diferente. Não existe um consenso sobre este critério para a microusinagem e não é possível implementar normas de desgaste de ferramenta macro como a ISO 8688-1 (ISO, 1989) e ISO 8688-2 (ISO, 1989) que dizem respeito à medição de desgaste em ferramentas para o fresamento.

Ziberov (2018) também relatou esta impossibilidade e adotou um critério próprio para definir o fim de vida da ferramenta. O autor adotou um valor experimental de 15 µm de desgaste como critério de fim de vida da microfresa com diâmetro de 152,4 µm, tanto para ferramentas sem revestimento como para ferramentas revestidas de TiAlN e DLC.

Apesar da divergência entre os autores, Filiz et al. (2007), Dos Santos (2016) e Gomes (2019) propuseram valores similares para o critério de fim de vida, quando a metodologia de medição de desgaste era baseada no diâmetro, este valor se aproxima de 3% do diâmetro da microfresa.

Alhadeff et al. (2019) tentaram padronizar as metodologias de medição de desgaste para microferramentas e afirmam que uma combinação entre a medição do desgaste na superfície de saída com o de flanco seria adequada para obtenção de mais informações sobre o processo. Estes autores destacam ainda que para alguns casos é possível realizar as medições diretamente nos canais, e que este método seria menos robusto, porém muito mais eficiente.

2.6 Influência dos parâmetros de corte no processo de microusinagem

Aramcharoen e Mativenga (2009) comentam que a microusinagem de materiais de alta resistência torna-se desafiadora devido à sua imprevisibilidade, principalmente em relação ao desgaste da ferramenta. Desta forma, os autores sugerem que para que a usinagem atinja a alta qualidade usualmente requerida para fabricação de microcomponentes, é necessário que os parâmetros de corte sejam estudados para que se encontre um ponto ótimo.

Conforme já comentado, Aramcharoem e Mativenga (2009) estudaram o microfresamento do aço ferramenta H13 (43 HRC), com ferramentas de WC ultrafino de 900 µm de diâmetro, usando com $a_p = 50 \mu\text{m}$ e 30 000 rpm. Em relação aos parâmetros de corte, estes autores observaram que o tamanho da rebarba diminui com a razão entre a espessura de corte e o raio de aresta da ferramenta. Para razão igual a 0,2, 1,0 e 2,0 as alturas das rebarbas foram: 110 µm, 50 µm e 30 µm, respectivamente.

Em relação à rugosidade média (R_a), Aramcharoem e Mativenga (2009) concluem que existe um ponto ótimo que onde a razão entre o raio de aresta e a espessura de corte seja igual a 1. No trabalho destes autores, para esta razão igual a 1 a rugosidade R_a foi de 0,14 μm , para uma razão igual a 0,2 o R_a foi 0,2 μm para uma razão igual a 2 o R_a atingiu 0,25 μm . Os autores sugerem ainda que um ponto ideal para a usinagem seria com uma espessura de corte próxima ao raio da ferramenta.

Lekkala, et al. (2011) estudaram a formação de rebarbas em microcanais de aço inoxidável (ss-304), com ferramentas de 300 μm e 400 μm de diâmetro. As seguintes conclusões foram obtidas sobre as rebarbas: diminuir a velocidade de corte de 2 000 rpm para 4 000 rpm diminuiu o tamanho das rebarbas de 27 μm para 21 μm , a penetração de trabalho influenciou de maneira diferente, ao aumentar de 16 μm para 48 μm , as rebarbas diminuíram em média 2 μm , o aumento do diâmetro da microfresa também influenciou positivamente, gerando uma redução de 3 μm .

Dos Santos et al. (2015) estudaram o processo de microfresamento de aço inoxidável duplex UNS 32205 com microfresas de metal duro revestidas de TiN, com 381 μm de diâmetro. Os autores utilizaram dois valores para cada um dos seguintes parâmetros: avanço (2 $\mu\text{m}/\text{volta}$ e 3 $\mu\text{m}/\text{volta}$), profundidade de corte (10 μm e 30 μm) e velocidade de corte (20 000 rpm e 30 000 rpm) resultando em oito ensaios. Dentre os fenômenos observados destacam-se as rebarbas. Segundo os autores, as rebarbas apresentaram dimensões elevadas, aproximadamente 70 μm , porém não apresentaram correlação com os parâmetros avaliados, o que os autores atribuem à complexidade do processo, Fig. 2.20.

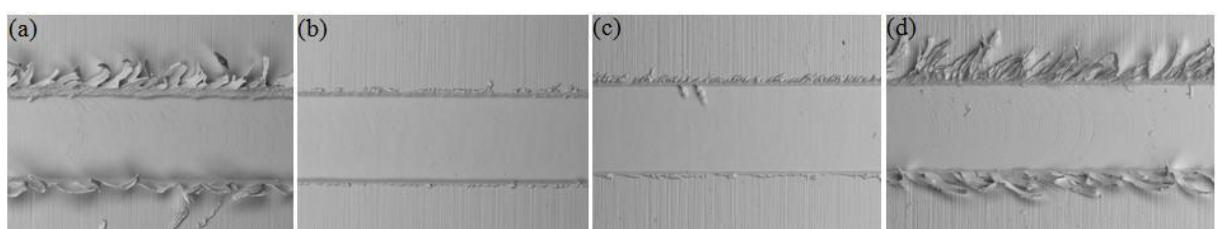


Figura 2.20 – Imagens dos canais obtidas via MEV: a) $a_p = 30 \mu\text{m}$, $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 20\,000 \text{ rpm}$; b) $a_p = 30 \mu\text{m}$, $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 30\,000 \text{ rpm}$; c) $a_p = 10 \mu\text{m}$, $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 20\,000 \text{ rpm}$ e d) $a_p = 10 \mu\text{m}$ e $f_z = 3 \mu\text{m}$ e $n = 30\,000 \text{ rpm}$ (DOS SANTOS et al., 2015).

Dos Santos et al. (2015) avaliaram também a rugosidade dos canais, praticamente não houve variação dos valores com a variação na velocidade de rotação, já em relação ao avanço por dente quando se aumentou o valor de 2 μm para 3 μm houve uma pequena redução na rugosidade R_a (entre 0,001 μm e 0,002 μm), a profundidade de corte foi o parâmetro que mais

influenciou na rugosidade do canal, gerando uma redução de $0,01 \mu\text{m}$, com a redução do a_p de $30 \mu\text{m}$ para $10 \mu\text{m}$.

Já Golshan et al. (2017) ao realizar microfresamento de wafers de silício, com uma microfresa de CBN de $200 \mu\text{m}$. Os autores verificaram a influência da velocidade de corte na rugosidade, conforme apresentado na Fig. 2.21 há uma redução nos valores da rugosidade ao aumentar a velocidade de corte.

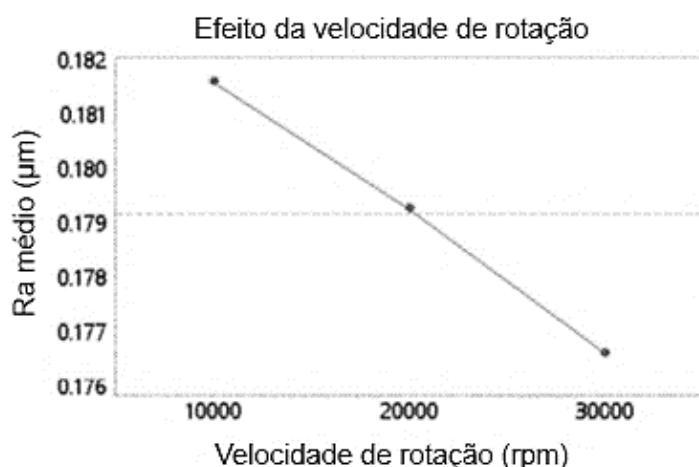


Figura 2.21 – Efeito da rotação na rugosidade média (adaptado de GOLSHAN et al., 2017).

Bandapalli et al. (2017), estudaram a aplicação de redes neurais para controlar a rugosidade Ra de microcanais realizados em Ti-6Al-4V, com uma microfresa de $500 \mu\text{m}$ de diâmetro, rotação de $30\,000 \text{ rpm}$, $60\,000 \text{ rpm}$ e $90\,000 \text{ rpm}$, avanços em mm/s de: 2, 4, 6, 8, 12 e 18, e profundidades de corte de $20 \mu\text{m}$, $40 \mu\text{m}$ e $60 \mu\text{m}$. Seus resultados mostraram que é possível obter uma boa correlação entre a rugosidade da peça e a rugosidade gerada pela rede, em relação aos parâmetros de corte citados. Além disso, os autores concluíram que o parâmetro que tem maior influência na rugosidade Ra é a velocidade de avanço. Por exemplo: ao aumentar de 6 mm/s para 18 mm/s , com rotação $90\,000 \text{ rpm}$, a rugosidade Ra aumentou de $0,15 \mu\text{m}$ para $0,90 \mu\text{m}$. Os resultados obtidos variam em relação aos três parâmetros, mas os autores concluíram que o segundo maior fator de influência na rugosidade Ra é a profundidade de corte. Além disso, verificaram que a velocidade de corte exerce pouca influência, mas quando é avaliada separadamente é possível perceber que maiores velocidades geram superfícies com menores valores de rugosidade.

Quando o foco é o desgaste da ferramenta, a ordem dos fatores é alterada, a velocidade de avanço continua exercendo a maior influência, porém a profundidade de corte passa a influenciar menos que a velocidade de corte (Bandapalli et al., 2017). É possível inferir

ainda que todos estes fatores são mais significativos do que a presença de revestimentos como TiAlN.

Uma outra forma de melhorar a qualidade dos canais, em relação à rugosidade média Ra e reduzir o desgaste (de flanco) é a aplicação de fluido de corte. Segundo Li e Chou (2010) além de benefícios para qualidade do canal, a aplicação de fluido de corte reduz em cerca de 60% o desgaste de flanco para todas os parâmetros testados em seu trabalho, que foi de microfresamento de aço SKD61, com ferramentas de 600 µm de diâmetro, 20 000 rpm, 30 000 rpm e 40 000 rpm, avanços de 1,0 µm/volta, 1,5 µm/volta e 2,0 µm/volta.

Outra conclusão significativa de Li e Chou (2010) é que com a aplicação de fluido de corte, de base vegetal Bluebe LB-1, a diferentes taxas: 1,88 ml/h, 3,75 ml/h e 7,50 ml/h e pressão de 0,5 MPa os valores de rugosidade Ra ficaram baixos, menores que 0,2 µm, e não sofreram influência significativa dos parâmetros de corte, os valores a seco chegaram a 1,2 µm. Outra vantagem da aplicação de fluido de corte no microfresamento é o aumento da estabilidade dinâmica, reduzindo as vibrações (MITTAL et al., 2017).

Em outro estudo, Cheng e Huo (2008) avaliaram a qualidade do canal em função do material da ferramenta (metal duro e diamante), do avanço por dente e da velocidade de corte, Fig. 2.22, os resultados obtidos por estes autores mostram que o material da microfresa tem grande influência na qualidade superficial em termos de rugosidade Ra, conforme pode ser observado na Fig. 2.22, além disso, o avanço por dente se mostrou mais determinante que a velocidade de corte, sendo possível obter valores otimizados em função do Ra, principalmente para a microfresa de diamante.

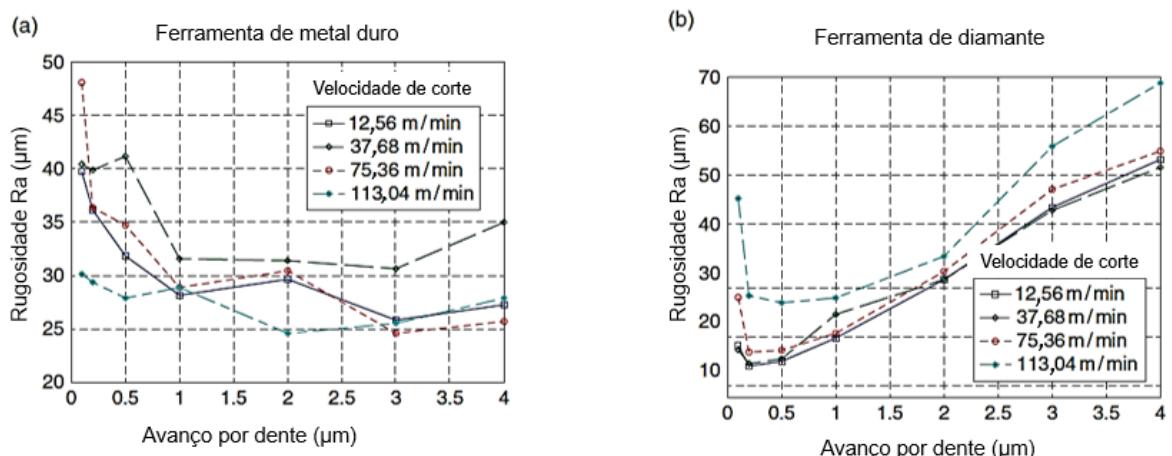


Figura 2.22 – Influência do avanço por dente, da velocidade de corte e da microferramenta na rugosidade do canal, a) ferramenta de metal duro e b) ferramenta de diamante (adaptado de CHENG; HUO, 2008).

Conforme citado no Item 2.5, Ziberov et al. (2016a) avaliaram o desgaste de microfresas de metal duro, possuindo diâmetro de 152,4 µm, sem revestimento, ao microfresar Ti-6Al-4V, a seco e com aplicação de fluido de corte via técnica MQL e verificaram uma piora no acabamento do canal quando ocorria aresta postiça de corte.

Wang et al. (2016) realizaram um estudo com o intuito de verificar a influência da formação de APC na qualidade da superfície de canais. Para isto foram utilizadas microfresas de metal duro com diâmetro de 406 µm, sem revestimento. Os autores variaram a velocidade de corte 10 m/min, 27 m/min, 44 m/min, 60 m/min e o avanço por dente: 0,05 µm, 0,20 µm, 0,50 µm e 1,00 µm sempre com aplicação de fluido via técnica MQL.

Wang et al. (2016) quantificaram a formação de APC através de imagens da superfície do canal, em seguida correlacionaram este dado com os resultados de rugosidade e obtiveram um modelo estatístico que permite prever a rugosidade do canal a partir da quantização das arestas postiças de corte. Eles ressaltam ainda que a formação de APC é o maior responsável por deteriorar a qualidade da superfície microfresada.

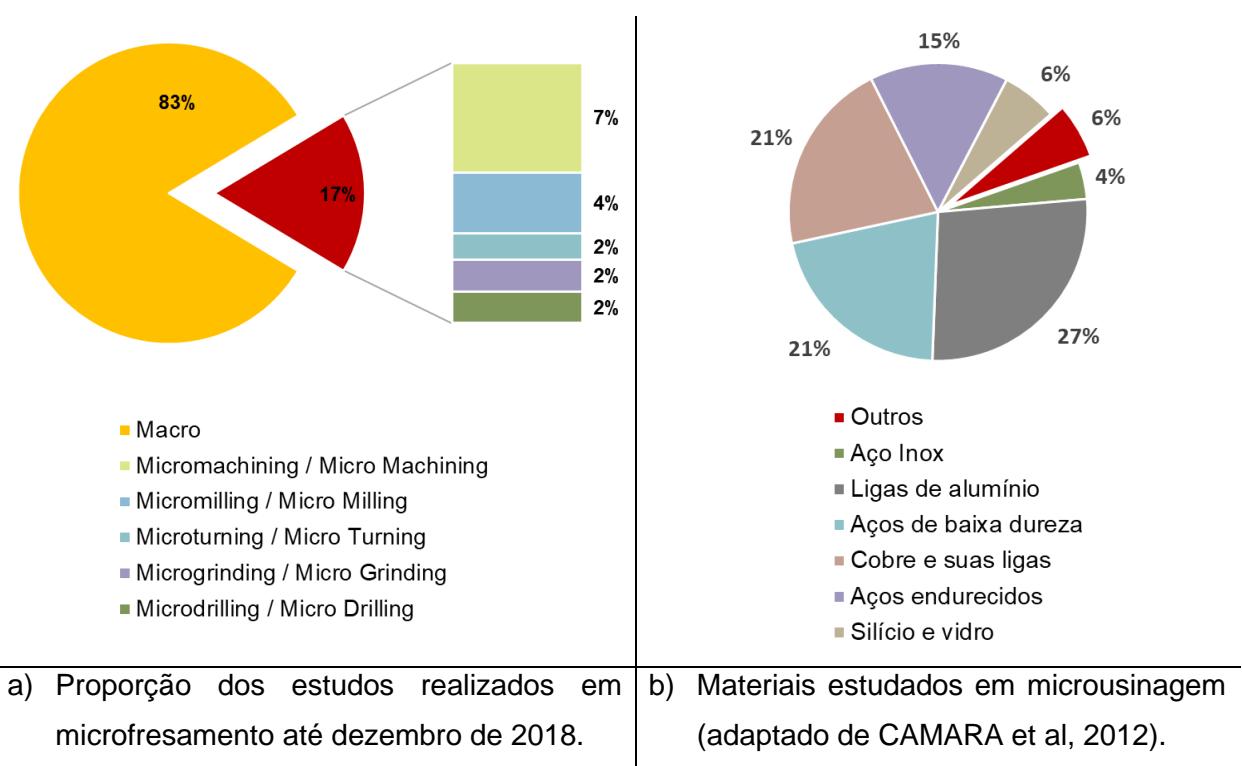
Aurich et al. (2017) indicam a usinagem com inclinação da microfresa como uma forma de minimizar as rebarbas e melhorar a qualidade do canal, em termos de rugosidade Ra. Os parâmetros utilizados em sua pesquisa foram: $a_p = 5 \mu\text{m}$, $v_c = 4,71 \text{ m/min}$, 30 000 rpm, com uma ferramenta de 50 µm, para usinar titânio comercialmente puro e latão (CuZn39Pb2). Os autores comentam ainda que a influência do ângulo (*tilt angle*) na microusinagem é bem diferente da usinagem convencional em que ele é usado para gerar texturas na superfície. Como principal fator para esta diferença os autores indicam a elevada presença de *plowing* na microusinagem.

De acordo com Wu et al. (2017), o lado concordante do canal apresenta maiores rebarbas que o discordante, em geral as rebarbas com grandes dimensões são do tipo Poisson, causadas pelo escorregamento do material na parte inferior do raio da aresta de corte da ferramenta. Estes autores fizeram estas conclusões ao microfresar cobre livre de oxigênio, com ferramentas de PCD com diâmetro de 100 µm, profundidade de corte 10 µm e 20 000 rpm.

Schueler et al. (2010), ao microfresar Ti-6Al-4V com ferramentas próprias de metal duro, diâmetro de 48 µm e 60 000 rpm, verificaram que o lado do canal irá influenciar não apenas na dimensão da rebarba, mas também na qualidade do canal. O lado onde ocorre fresamento discordante é rugoso e apresenta fissuras, já o lado do fresamento concordante é em geral suave.

2.7 Microfresamento de Inconel 718

Como comentado no Item 2.2, existem ainda muitos parâmetros a serem compreendidos e poucas pesquisas em microfresamento (Fig. 2.3 – Item 2.2 e Fig. 2.23 a)). De acordo com Camara et al. (2012) isto é o que leva a um maior número de estudos em materiais de considerada boa usinabilidade, como aços de baixo carbono, ligas de alumínio e cobre, conforme mostrado na Figura 2.23 b).



a) Proporção dos estudos realizados em microfresamento até dezembro de 2018.

b) Materiais estudados em microusingagem (adaptado de CAMARA et al, 2012).

Figura 2.23 – Materiais pesquisados em processo de microusingagem: a) Proporção dos estudos realizados em microfresamento e b) Materiais estudados em microusingagem (adaptado de CAMARA et al, 2012).

Ao avaliar de maneira combinada o microfresamento na Fig. 2.23 a) com a microusingagem dos materiais denominados de “outros” na Fig. 2.23 b), categoria em que as superligas como o Inconel 718 se encontram, é possível perceber que essa combinação atinge menos de 0,24% das pesquisas em usinagem.

Complementando o fato citado por Camara et al. (2012), sobre a escolha de materiais de boa usinabilidade, Wang et al. (2017) apontam que existem vários problemas para microfresar Inconel 718, dentre eles os autores ressaltam: encruamento, altas temperaturas, elevadas taxas de desgaste da microfresa e dificuldade em gerar cavacos. Além disso, eles

comentam que é significativo estudar a microusinagem para este material, como forma de compreender a aprimorar o processo.

Somado aos fatores citados, sabe-se que a não homogeneidade do material irá interferir tanto em sua rugosidade quanto nas forças de corte e que o Inconel 718 é uma liga endurecida por envelhecimento, o que faz com que sua matriz seja relativamente dúctil com presença de carbonetos e precipitados duros, o que dificultaria ainda mais sua microusinagem (CHAE et al., 2006 e REED, 2006).

Existem então poucos trabalhos publicados relativos à microusinagem de Inconel 718. Alguns deles são apresentados a seguir.

Ucun et al. (2013) estudaram o efeito do revestimento no desgaste da ferramenta ao microfresar Inconel 718. Eles utilizaram uma microfresa de 768 µm e raio da aresta de corte igual a 2 µm, com os seguintes revestimentos: TiAlN+AlCrN, DLC, AlTiN, TiAlN+WC/C e AlCrN. A velocidade de corte adotada foi de 48 m/min, os avanços 1,25 µm, 2,50 µm, 3,75 µm e 5,00 µm e as profundidades de corte 100 µm, 150 µm e 200 µm, os autores também adotaram como padrão o comprimento fresado antes da análise em 120 mm. Como resultado do estudo, os autores observaram que o desgaste de flanco, devido ao mecanismo de desgaste abrasivo, foi o tipo de desgaste mais frequente, além disso, foram observadas fraturas locais nas arestas de corte e nas arestas secundárias como consequência de fadiga e formação de aresta postiça de corte.

Ucun et al. (2013) observaram ainda uma redução na taxa de desgaste para as ferramentas revestidas em relação às sem revestimento e da mesma forma as revestidas apresentaram menor redução no diâmetro, o que eles atribuem às altas durezas dos revestimentos, bem como aos baixos coeficientes de atrito. Dentre os revestimentos, os melhores foram o DLC e o TiAlN+WC/C. Diferentemente do processo macro, maiores desgastes foram observados para menores avanços e pequenas profundidades de corte.

Em relação ao uso de lubrificante, Ucun et al. (2013) utilizaram óleo vegetal Coolube 2210, aplicado via técnica MQL com uma vazão de 150 ml/h e verificaram que a lubrificação aumentou significativamente a vida da ferramenta e evitou a adesão de cavacos.

Em outro trabalho Ucun et al. (2015) estudaram especificamente o uso do revestimento DLC, utilizando os mesmos parâmetros de Ucun et al. (2013) e verificaram o mesmo tipo de comportamento para o desgaste. Avaliando a rugosidade da superfície usinada, foram obtidos maiores valores para peça usinadas com ferramentas não revestidas, o que os autores atribuem a formação de aresta postiça de corte.

Ucun et al. (2015) também concluíram que o revestimento DLC reduz consideravelmente as forças de corte, cerca de 25% para Fx (componente de força na direção do avanço). O baixo coeficiente de atrito do DLC é fator preponderante nesta redução. Por

fim os autores observaram que a ferramentas revestidas mantiveram uma pequena formação de rebarbas durante a usinagem, enquanto as não revestidas apresentaram um aumento na rebarba com distância usinada.

Wang et al. (2017) realizaram um estudo computacional a respeito de microusinagem de Inconel 718, eles ressaltam que existem muitos estudos a respeito de fresamento de Inconel 718. Porém, para o microfresamento, ainda há necessidade de compreender os fenômenos que ocorrem no processo. Os autores utilizaram um modelo tridimensional em elementos finitos de uma fresa com diâmetro de 500 µm e raio de ponta de 5 µm.

Os resultados das simulações de Wang et al. (2017) mostraram que ao fixar os outros parâmetros e aumentar a penetração de trabalho ou o avanço por dente a força de corte também aumentará. Eles concluíram que há um avanço por dente crítico, no caso 1,5 µm, e abaixo deste valor o material apenas se deforma e não há remoção. Para uma operação ideal os autores sugerem que o avanço seja superior ao crítico e para reduzir a força deve-se optar pela redução na penetração de trabalho.

Uma comparação entre o processo de microfresamento de Inconel 718 a seco e com diferentes fluidos de corte foi realizada por Dos Santos et al. (2017), que utilizaram microfresas de metal duro com 381 µm de diâmetro, metodologia de usinagem submersa, os fluidos utilizados foram: semissintético Vasco 1000, emulsionável, na diluição de 8% e o óleo sintético Quimatic Superfluido 3.

Dos Santos et al. (2017) focaram no processo de formação de rebarba e concluíram que a rebarba sempre será maior no lado concordante do canal, independente da condição de lubri-refrigeração. Além disso, os autores observaram que o fluido de corte favorece na redução da rebarba em ambos os lados do canal. Esta redução na rebarba indica que o fluido proporcionou boa lubrificação, reduziu o atrito e auxiliou a formação do cavaco.

Aslantas e Cicek (2018) estudaram microfresamento de Inconel 718 com microfresas de 600 µm revestidas de TiCN, $v_c = 31,4$ m/min e $a_p = 100$ µm, em microusinagem com as seguintes atmosferas lubri-refrigerantes: a seco, com óleo de base vegetal via MQL (4 bar e 10 ml/h), fluido solúvel em água (na proporção 1:10) em abundância e etanol em abundância.

Os autores obtiveram os seguintes resultados, em termos de rugosidade Ra: 0,40 µm para ambos os fluidos aplicados em abundância, 0,25 µm para condição a seco e 0,20 µm para MQL. Estes autores observaram ainda que as melhores atmosferas para redução de rebarbas discordantes são: o MQL e o convencional, e para as rebarbas concordantes são: MQL e a seco, com reduções chegando a 50 µm.

Mian et al. 2011, estudaram o efeito escala no microfresamento de Inconel 718, com microfresas de 500 µm de diâmetro, revestidas de TiAlN e sem revestimento, a partir de sinais de emissão acústica. Estes autores realizaram análises estatísticas e verificaram que o

parâmetro dominante no processo foi a velocidade de corte. Além disso, eles concluíram que as microfraturas são responsáveis por cerca de 50% da remoção de material para o Inconel 718.

Tendo em vista todos estes fatores, no Capítulo III serão apresentadas as metodologias selecionadas para o desenvolvimento deste estudo.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

Neste capítulo são apresentadas informações sobre: o material da peça e a preparação das amostras, máquina-ferramenta e microfresa, fixação das amostras, os ensaios de usinagem a seco e com fluido de corte, com seus parâmetros, bem como as variáveis de saída do trabalho com os instrumentos usados para sua obtenção e suas respectivas metodologias de medição.

3.1 Material da peça e preparação das amostras

O material utilizado foi Inconel 718, na forma envelhecida, com dureza média de 532 HV (DE OLIVEIRA, 2017) ou 40 HRC (MARQUES, 2015). Este material foi preparado por fresamento até conferir às amostras as seguintes dimensões: 15 mm de largura, 20 mm de comprimento e 15 mm de altura, conforme pode ser observado na Figura. 3.1.

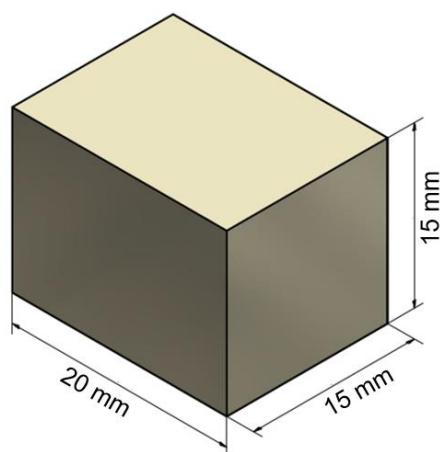


Figura 3.1 – Esquema da geometria e das dimensões das amostras de Inconel 718.

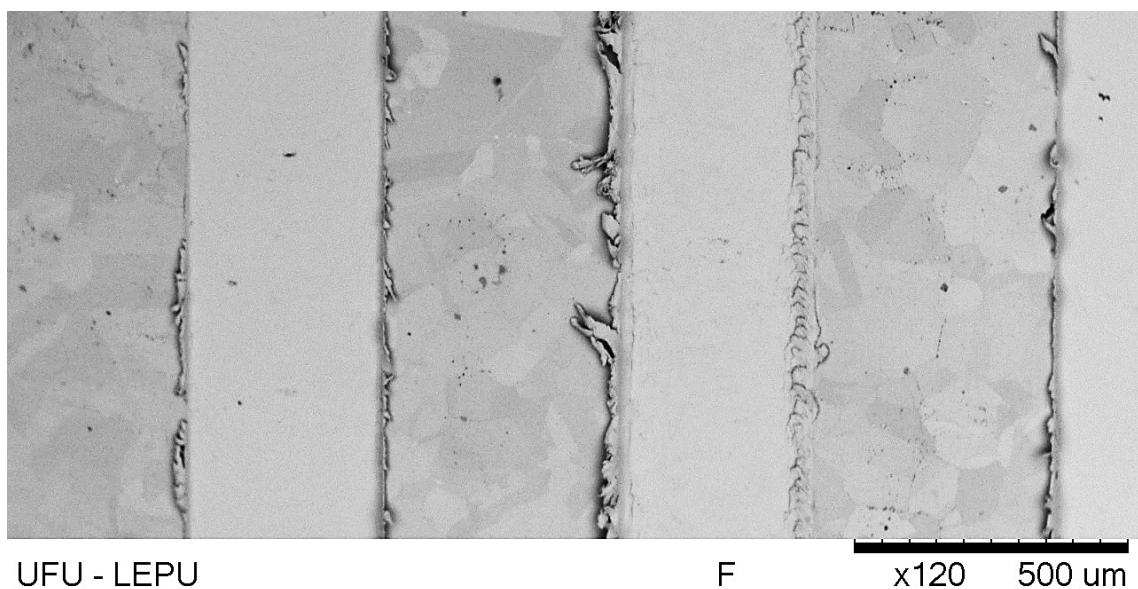
A composição química das amostras é apresentada na Tabela 3.1, ela foi verificada através do método de Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS), utilizando o equipamento SwiftED3000, do fabricante Hitachi High-Technologies Corporation®, com tempo de aquisição de 29,7 s, tempo de processamento de 5 s e tensão de aceleração de 15 kV.

Tabela 3.1 – Composição química do Inconel 718 obtida através do EDS comparada com a composição teórica de acordo com Reed (2006) e Villares Metals (2017).

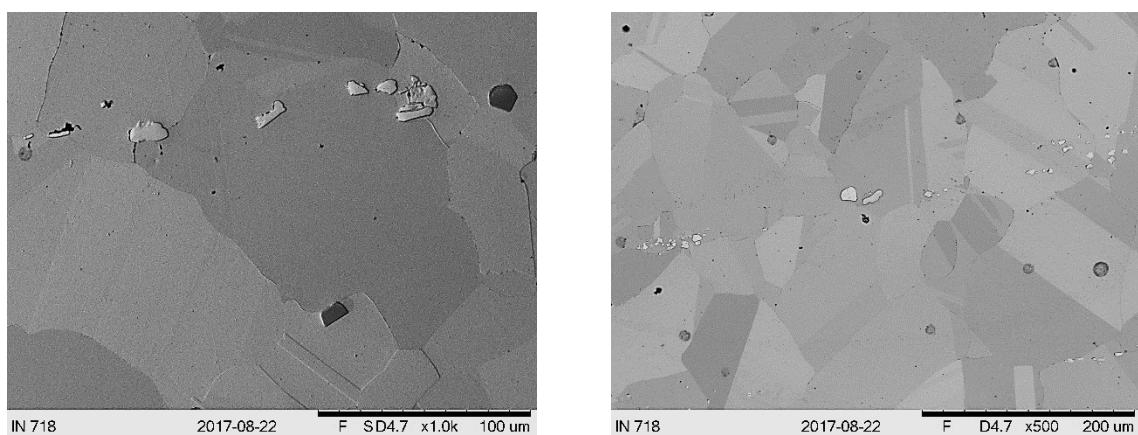
Elemento	% em peso dos elementos, obtida via EDS – SwiftED3000	% do elemento de liga de acordo com Reed (2006)	% do elemento de liga de acordo com Villares Metals (2017)
Carbono	5,588	0,04	0,3
Alumínio	0,497	0,50	0,5
Titânio	0,860	0,90	1,0
Cromo	16,899	19,00	18,5
Ferro	19,079	18,50	18,6
Níquel	49,000	50,66	53,0
Nióbio	4,582	5,10	5,1
Molibdênio	3,495	5,30	3,0

O Inconel 718 possuí matriz austenítica endurecida por precipitação – fase γ com elevadas frações volumétricas de precipitados coerentes do tipo Ni (Ti, Nb, Ta) Al – fase γ' . Além disso, ele apresenta estruturas do tipo ‘Laves’ que são correntes de precipitados além de maclas bem definidas. Na Fig. 3.2 é possível observar a microestrutura do Inconel 718 com destaque para as maclas e as laves, e seus carbonetos, Fig. 3.2 a). Estas estruturas possuem dimensões significativas quando comparadas com a dimensão da microferramenta adotada, que possui diâmetro de 400 μm .

Para obtenção das microestruturas, todas as amostras foram lixadas com lixas do fabricante 3M, com a seguinte sequência de granulometria *mesh*: 180, 240, 320, 400, 600 e 1 200. Em seguida elas foram polidas com pasta de diamante de 1 μm e sílica coloidal de 0,2 μm . Por fim, foram atacadas quimicamente por imersão por 15 s, nesta etapa foi utilizado o composto Kalling n.º2, cuja composição é 100 mL etanol + 100 mL HCl + 5 g CuCl₂.



- a) Canais em superfície atacada, grande dimensão dos grãos da microestrutura em relação aos microcanais usinados – ensaios preliminares.



- b) Precipitados coerentes duros (cor clara) e carbonetos (cor escura). c) Grãos austeníticos de grande dimensão.

Figura 3.2 – Microestrutura do Inconel 718: a) Canais em superfície atacada, grande dimensão dos grãos da microestrutura em relação aos microcanais usinados – ensaios preliminares, b) Precipitados coerentes duros (cor clara) e carbonetos (cor escura) e c) Grãos austeníticos de grande dimensão.

3.2 Máquina-ferramenta e microfresa

Para a realização dos ensaios foi utilizada uma microfresadora CNC de 3 eixos, com resolução de posicionamento de $0,1 \mu\text{m}$, e velocidade de avanço máxima de 1 000 mm/min, modelo Mini-mill/GX, da fabricante Minitech Machinery Corporation®. Esta máquina é

equipada com um motor elétrico Nakanishi EM-3060, com controle de rotação, e velocidade máxima de 60 000 rpm. Este equipamento é controlado por Comando Numérico Computadorizado (CNC) através do software Mach3Mill. A microfresadora está situada em uma mesa inercial de granito para garantir rigidez e evitar a influência de vibrações durante os ensaios.

As ferramentas de corte empregadas na pesquisa possuem diâmetro de 0,4 mm (400 μm), com erro máximo de 5% de redução, comprimento de corte de 0,8 mm (800 μm) e duas arestas de corte com raio de $1,1 \pm 0,1 \mu\text{m}$ (GOMES, 2018 e MITSUBISHI MATERIALS, 2019). A microfresa é composta de metal duro e revestida de (Al, Ti)N, suas dimensões, em milímetros e graus, podem ser observadas na Fig. 3.3.

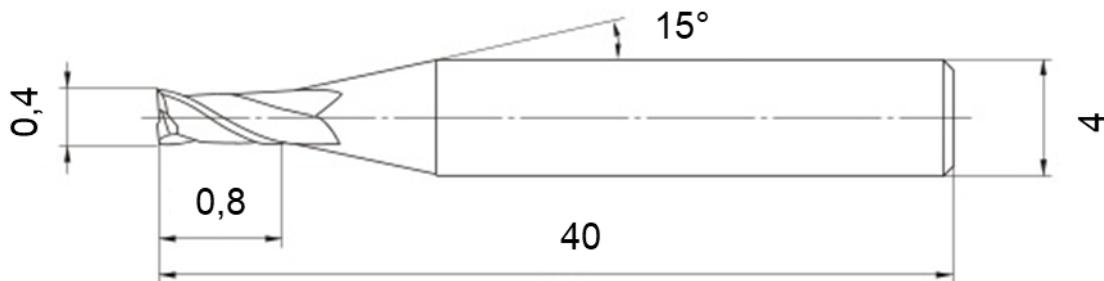


Figura 3.3 – Microferramenta MS2MSD0040 (MITSUBISHI, 2018).

Vale ressaltar que todas as microfresas foram observadas no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) antes da usinagem para verificar sua geometria bem como se não haviam sofrido nenhum dano, Fig. 3.4.

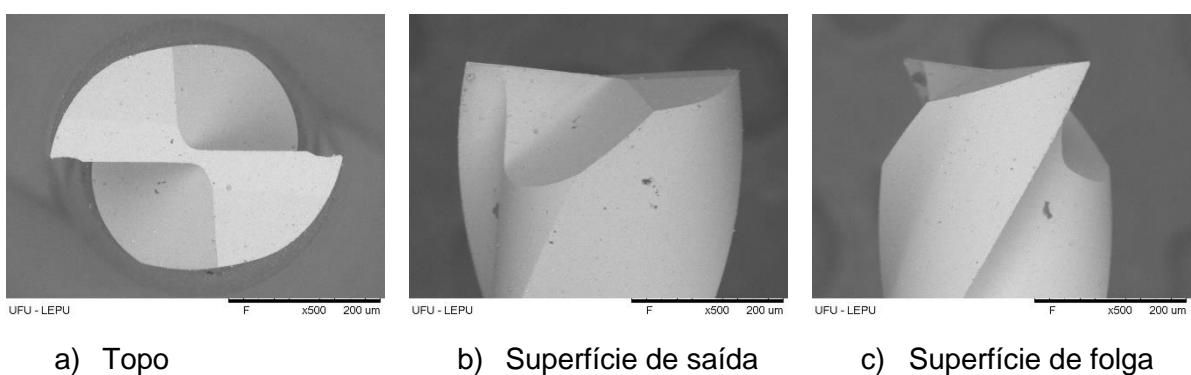


Figura 3.4 – Principais geometrias da microfresa: a) Topo, b) Superfície de saída e c) Superfície de folga.

A seguinte metodologia em duas etapas foi utilizada para referenciar a microfresa: aproximação visual com a microfresa estática seguida de aproximação dinâmica com a

microfresa girando a 40 000 rpm, avanço de 400 m/min ($f_z = 5 \mu\text{m}$) com $a_p = 0,1 \mu\text{m}$ que é a menor resolução da microfresadora. A segunda etapa (aproximação dinâmica) foi programada no comando numérico da microfresa de forma a incrementar o a_p e retornar com avanço rápido, de maneira automática, o que reduz o tempo de referenciamento. Esta etapa era repetida até que a ferramenta tocasse a peça, gerando um canal com a_p menor que $0,1 \mu\text{m}$, porém visível a olho nu, onde então era determinada a posição $z=0$.

3.3 Fixação das amostras

Durante a realização dos ensaios duas metodologias foram utilizadas para fixar as amostras na máquina-ferramenta. A primeira foi através de uma morsa de precisão. Uma vez que a mesa da microfresadora não é magnética, após fixar a amostra na morsa torna-se necessário utilizar apoios e parafusos para fixar o conjunto morsa-amostra na mesa, conforme pode ser observado na Figura 3.5.

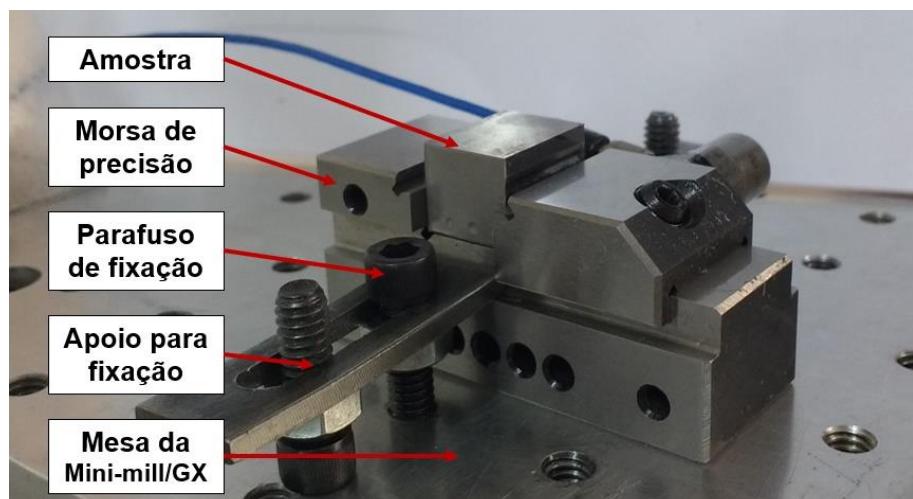


Figura 3.5 – Montagem da amostra na microfresadora através de uma morsa de precisão.

Antes dos experimentos as peças eram fixas na morsa de precisão e fresadas utilizando fresas de metal duro, com 3 mm de diâmetro e 2 arestas de corte, fabricadas pela Performance Micro Tools®. Este procedimento foi realizado na própria máquina ferramenta, de forma a eliminar erros de processos de usinagem prévios e distorções devido à fixação na morsa, garantindo assim baixos desvios de forma e paralelismo em relação à microfresadora.

A segunda metodologia foi desenvolvida para os ensaios de microfresamento desta tese e não há registro na literatura de microfresamento sendo realizado de maneira similar.

Sabe-se que quando a amostra é fixada na morsa ela sofre distorções, desta forma, para usinar uma superfície plana é necessário que ela seja preparada após sua fixação na morsa (DE OLIVEIRA et al., 2017 e DE OLIVEIRA et al., 2018). No entanto, esta metodologia impede o uso de amostras com superfícies já preparadas, como superfícies polidas e atacadas para verificação da microestrutura. Para solucionar este impedimento, foi elaborada uma metodologia de fixação, conforme pode ser observado na Fig.3.6.

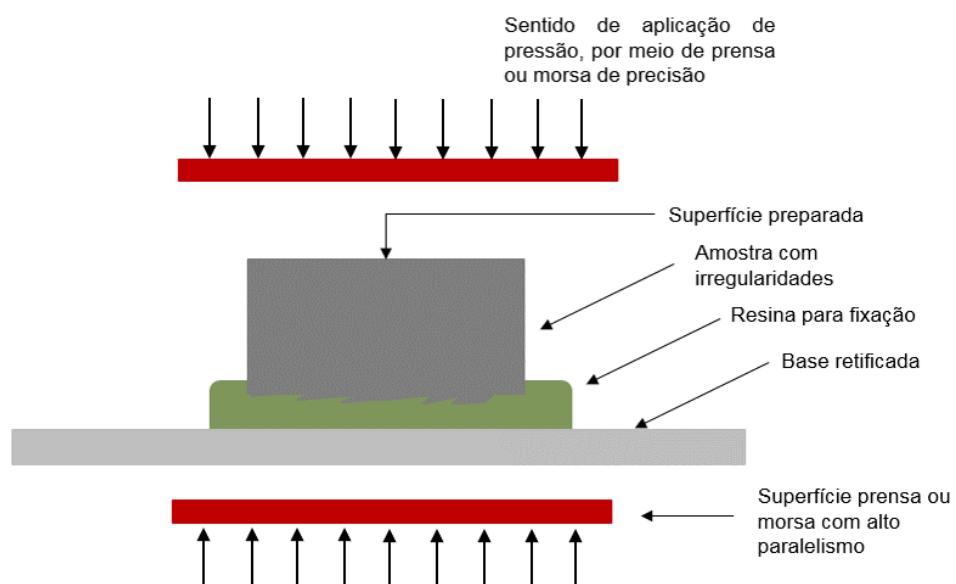


Figura 3.6 – Metodologia de fixação para amostras com a superfície já preparada.

Esta metodologia consistiu em fixar a amostra em uma base retificada através de uma resina epóxi, para garantir o paralelismo entre a base e a superfície da amostra a ser usinada. O conjunto era pressionado com auxílio de uma morsa de precisão ou uma prensa com paralelismo entre as faces, antes da cura da resina Fig. 3.6. Além do benefício de permitir usinar uma superfície preparada sem as distorções causadas pela morsa, esta metodologia se mostrou vantajosa uma vez que permite a redução nos desvios de paralelismo entre a amostra e a microfresadora (erro máximo 2 µm para a área da amostra). Esta redução ocorre através da resina de fixação, que elimina possíveis desvios da peça e permite que a superfície a ser fresada seja paralela à superfície inferior base retificada, esta resina possuía resistência suficiente para permitir que a peça não se deslocasse durante a usinagem.

Na Figura 3.7 é possível observar uma amostra de Inconel 718 fixada na base retificada sobre a mesa da microfresadora, vale salientar que a microfresa observada na imagem não é do mesmo padrão das utilizadas nos ensaios.

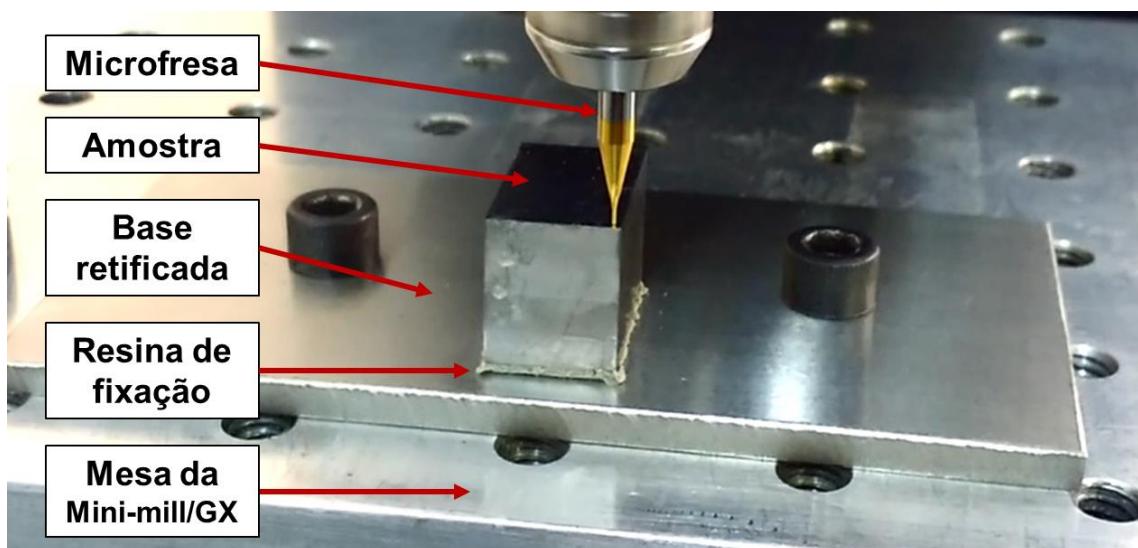


Figura 3.7 – Exemplo de aplicação da nova metodologia de fixação de amostras para microusinagem.

3.4 Ensaios de usinagem a seco

Os ensaios foram divididos em dois grandes grupos: microusinagem a seco e microusinagem com fluido de corte. Uma vez que não existe na literatura um consenso em relação aos parâmetros para microusinagem de Inconel 718, o primeiro grupo de ensaios, microusinagem a seco, teve o intuito de avaliar os parâmetros de corte e selecionar a melhor condição para o par ferramenta-peça estudado.

A Tabela 3.2 contém os parâmetros de corte utilizados para a realização dos ensaios a seco. Os parâmetros mostrados foram selecionados de acordo com a capacidade da microfresadora e com parâmetros encontrados na literatura.

Tabela 3.2 – Parâmetros de corte dos ensaios de microusinagem a seco.

Ensaio	Rotação n (rpm)	Velocidade de corte v_c (m/min)	Avanço por dente f_z (μm)	Profundidade de corte a_p (μm)	Penetração de trabalho a_e (μm)
1	20 000	25,1	5,0	20	400
2	40 000	50,3			
3	60 000	75,4			
4	40 000	50,3	1,0		
5	60 000	75,4			
6	40 000	50,3	0,1		

Durante esta etapa foram avaliados o desgaste da microfresa e a qualidade do canal, via imagens de MEV. Vale ressaltar que para esta etapa foi utilizada uma ferramenta nova para cada parâmetro, e o comprimento usinado para todos os ensaios foi de 15 mm.

3.5 Usinagem com fluido de corte

Após a realização dos ensaios a seco, foram realizados ainda ensaios preliminares variando a profundidade de corte e para estudar a aplicação de fluido de corte. A partir dos resultados de microusinagem a seco e dos ensaios preliminares, foram selecionados para os ensaios com fluido de corte os parâmetros mostrados na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Parâmetros de corte adotados no trabalho.

Ensaio	Rotação n (rpm)	Velocidade de corte v_c (m/min)	Avanço por dente f_z (μm)	Profundidade de corte a_p (μm)	Penetração de trabalho a_e (μm)
1	11 000	13,8	5,0	40	400
2	20 000	25,1			
3	40 000	50,3			
4	60 000	75,4			

Foram realizadas réplicas para todos os ensaios. Cada ensaio, ou replica, foi realizado em uma amostra diferente e com uma microfresa nova. Para avaliar as condições mostradas na Tab. 3.3, foram realizados 12 canais em cada amostra, com espaçamento de 1,5 mm (entre centros), com comprimento de 15 mm cada e profundidade de corte de 40 μm , ou 0,04 mm, conforme mostra a Fig. 3.8, cuja unidade é milímetros. O que corresponde a um volume de material removido (volume dos 12 canais) de 2 880 000 000 μm^3 (ou 2,88 mm^3).

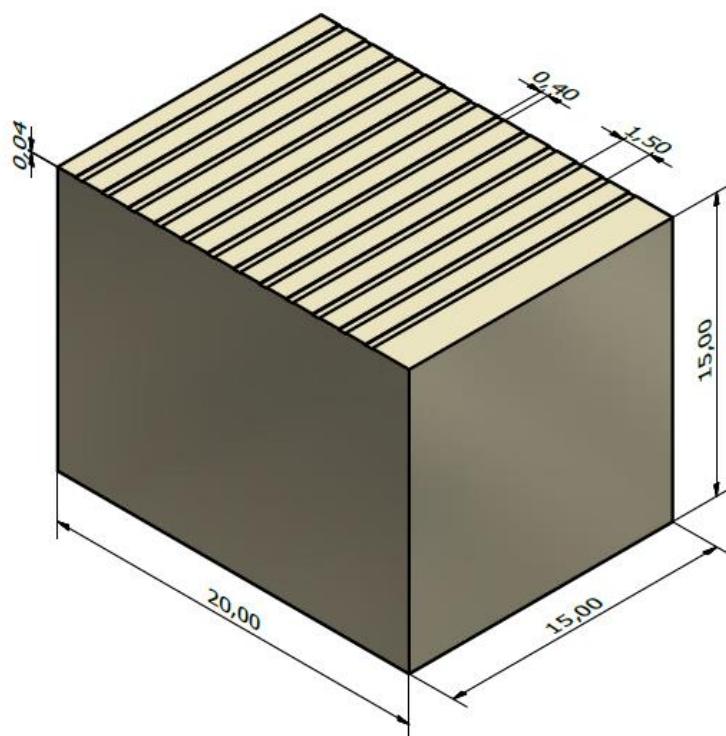
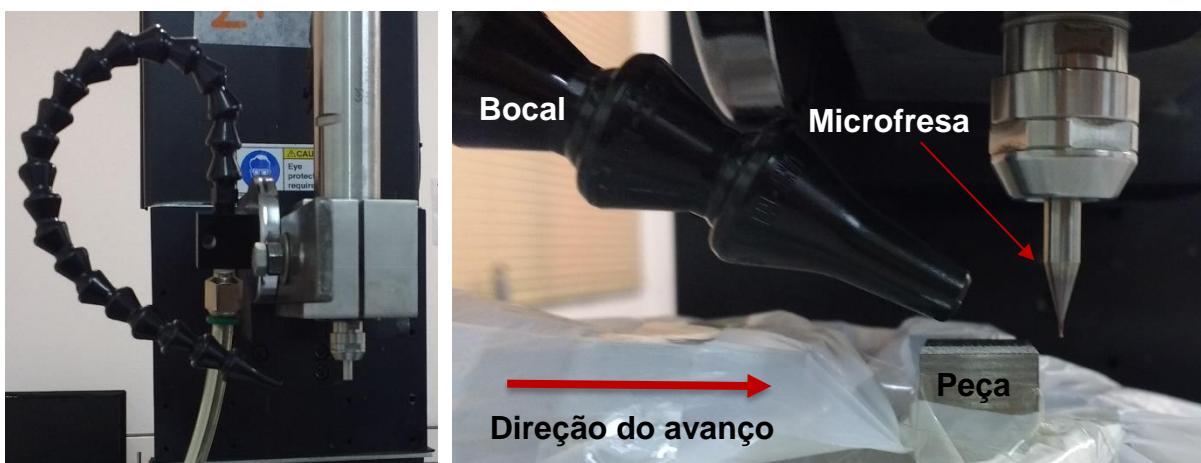


Figura 3.8 – Esquema da realização dos canais durante os ensaios.

O fluido de corte selecionado foi o fluido integral Coolube 2210EP do fabricante UNIST, este fluido de corte já havia sido aplicado no microfresamento por Ucun et al. (2013) e Zibetrov (2018). Ele tem como vantagens ponto de fulgor em torno de 200 °C, que é superior às temperaturas que se espera atingir durante a microusinagem, pode ser utilizado à alta pressão bem como para utilização em ligas ferrosas, somado a isso, o fluido possui certificação de não ser prejudicial à saúde do operador.

Para que o fluido atingisse de maneira adequada a interface de corte, o bocal foi posicionado na direção do avanço conforme mostrado na Fig. 3.9, sua fixação permitiu que ele se deslocasse junto com a ferramenta proporcionando uma lubrificação constante em toda a dimensão do canal. O sistema de bombeamento fornece ao fluido uma pressão de saída do bocal de 33 psi (ou 0,23 MPa), para que consiga acessar a zona de corte adequadamente (LI et al., 2015 e ZIBEROV, 2018).



a) Fixação do bocal na microfresadora.
b) Detalhe do bocal em relação ao par ferramenta peça.

Figura 3.9 – Aplicação de fluido de corte: a) Fixação do bocal na microfresadora e b) Detalhe do bocal em relação ao par ferramenta peça.

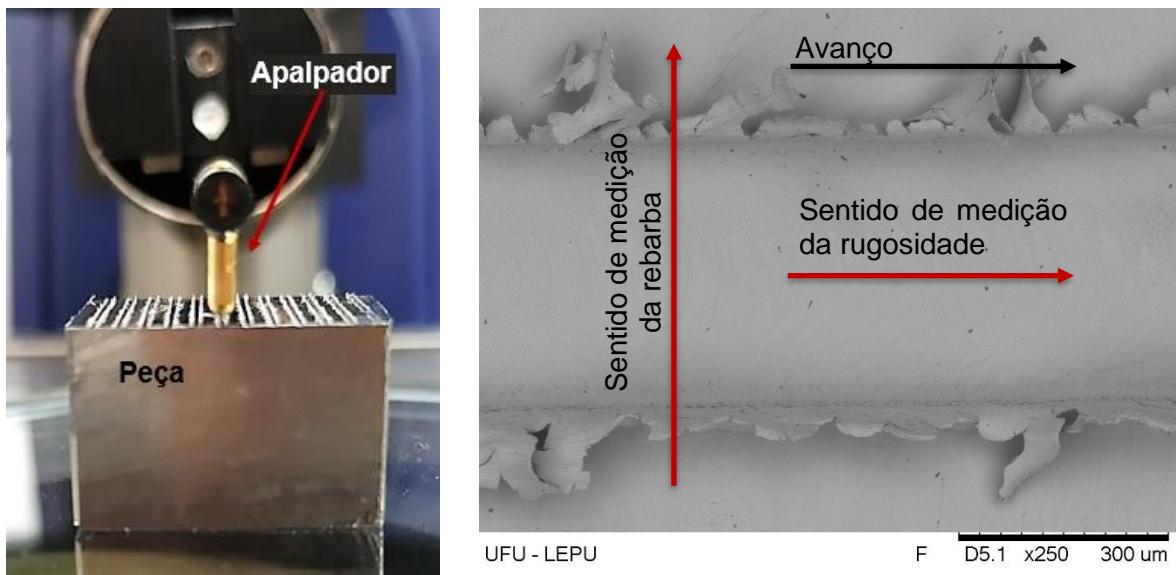
Em relação à vazão do fluido, ela foi determinada em 200 pulsos por minuto (aproximadamente de 270 ml/h) o que é considerado MQL em operações de macro usinagem, no entanto para microusinagem esta quantidade de fluido de corte pode ser equiparada ao método convencional (jorro), se consideradas as proporções dos processos. Este alto número de pulsos foi determinado através de ensaios onde pôde-se constatar que para pulsos com intervalo muito grande, havia falta de fluido na interface de corte e a qualidade da superfície se deteriorava, conforme será apresentado no Capítulo IV.

3.6 Variáveis de saída

Neste item serão apresentadas as metodologias aplicadas para a obtenção das variáveis de saída. Elas foram agrupadas em relação ao equipamento utilizado para sua obtenção.

3.6.1 Rugosidade e altura da rebarba

Para obtenção de ambas variáveis de saída foi utilizado um perfilômetro Form Talysurf Intra 50, do fabricante Taylor Hobson®, juntamente com o software Ultra Surface Finish V5. Este equipamento possui apalpador com raio de ponta de 2 µm, e resolução de 3 nm e 16 nm na faixa de medição de 0,2 mm e 1,0 mm, respectivamente (TAYLOR HOBSON, 2012). Na Fig. 3.10 é possível observar as direções de medição para rugosidade e rebarba.



a) Detalhe da medição de rugosidade e rebarba.

b) Direções de medição para rugosidade e rebarba.

Figura 3.10 – Medição de rugosidade e rebarbas: a) Detalhe da medição de rugosidade e b) Direções de medição para rugosidade e rebarba.

Para obtenção do valor de rugosidade foram realizadas 3 medições, em regiões diferentes do canal, em seguida foram calculados média e desvio padrão. Os resultados serão apresentados com intervalo de confiança de 95,45%.

Em relação às rebarbas, foi adotado o valor de 5 medições de altura, que foram espaçadas para percorrer o canal da entrada até a saída, ou seja, a primeira medição era realizada próxima a entrada. As medições subsequentes eram espaçadas de forma que a última medição estivesse próxima à saída do canal. Para estas medições também foram calculadas as medias e desvios padrões e utilizado o intervalo de confiança de 95,45%.

Na Figura 10 b) é possível perceber a grande variação dimensional que as rebarbas apresentam em um mesmo canal, chegando a 4,4 vezes, em pequenos intervalos. Desta forma, foi posteriormente realizada uma análise estatística para avaliar a influência dos parâmetros e se os resultados da altura da rebarba são significativos. Vale ressaltar que esta metodologia de medição foi utilizada também por Mathai e Melkote (2012), Santos (2016) e Ziberov (2018).

As medições foram realizadas em temperatura controlada de $20 \pm 2^\circ\text{C}$, para se aproximar do recomendado pela norma ABNT NBR NM ISO 1 (ABNT, 1997) que é igual a 20°C , evitando assim desvios devido à dilatação térmica da peça e dos equipamentos utilizados. A variável de saída adotada foi a rugosidade média Ra, por ser o parâmetro mais utilizado em pesquisas conforme mostrado no Capítulo II, item 2.6, também na indústria (DE

CHIFFRE, 1999 *apud* DE CHIFFRE et al., 2000) e ser um dos parâmetros normatizados pela ISO 4287 (ISO, 1997) favorecendo assim as comparações. Para isto foi utilizado um filtro Gaussiano e *cut-off* de 0,8 mm, de acordo com norma ABNT NBR ISO 4288 (ABNT, 2008).

3.6.2 *Imagens das superfícies usinadas, cavacos e desgaste da ferramenta*

As imagens dos canais usinados, cavacos e ferramentas foram obtidas através do MEV, modelo TM3000. Para alguns detalhes, onde era necessária maior ampliação e resolução, principalmente para os cavacos, foi utilizado o MEV do fabricante ZEISS, modelo EVO MA10, do Laboratório Multusuário de Microscopia Eletrônica de Varredura (LAMEV) da Faculdade de Engenharia Química da UFU.

Em relação ao desgaste da ferramenta, foram adotados dois métodos de avaliação da redução do diâmetro da ferramenta:

- i. Avaliação comparativa entre a ferramenta nova e a desgastada, Figs. 3.11 e 3.12 (detalhe), utilizada nos ensaios a seco.
- ii. Avaliação da dimensão dos canais conforme ilustrado na Fig. 3.13, utilizada nos ensaios com fluido de corte.

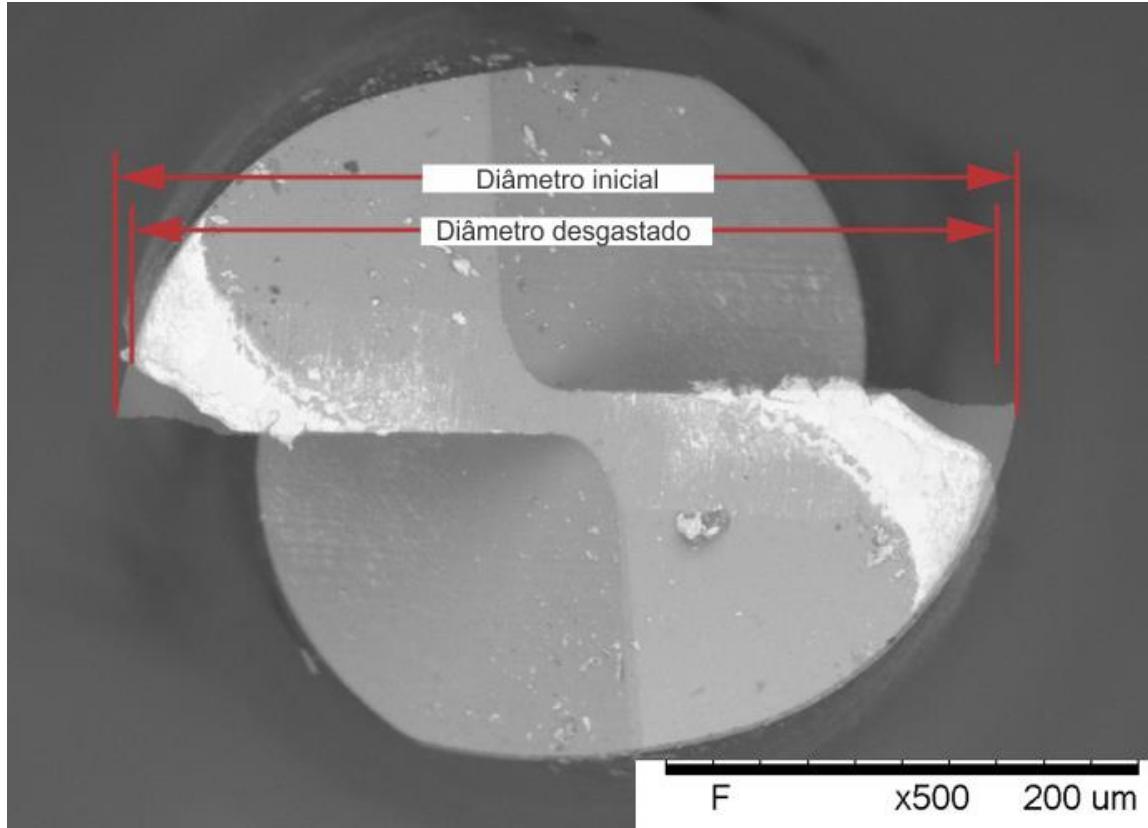


Figura 3.11 – Metodologia de medição de desgaste através da microfresa.

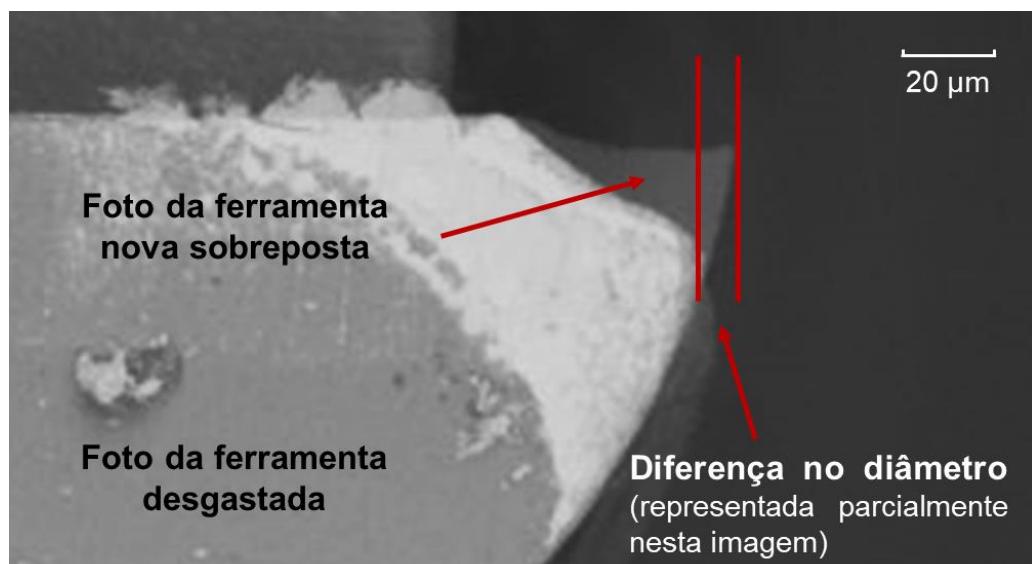


Figura 3.12 – Detalhe da medição de desgaste a partir do diâmetro da microfresa.

Sabe-se que o MEV fornece uma escala aproximada, que não pode ser calibrada, e que varia com a distância da amostra (foco), indicada na Fig. 3.13 pela seta vermelha. Para evitar qualquer erro, a distância foi mantida constante durante a obtenção das imagens dos 12 canais. Desta forma, a entrada do primeiro canal de cada peça foi adotada como referência e, portanto, desgaste 0 e sua dimensão equivalente a 400 μm . Esta metodologia permite maior agilidade e menor custo na realização de ensaios de vida da microferramenta. O que somado à metodologia de fixação das amostras permitiu uma redução em cerca de 10 vezes no tempo dos ensaios.

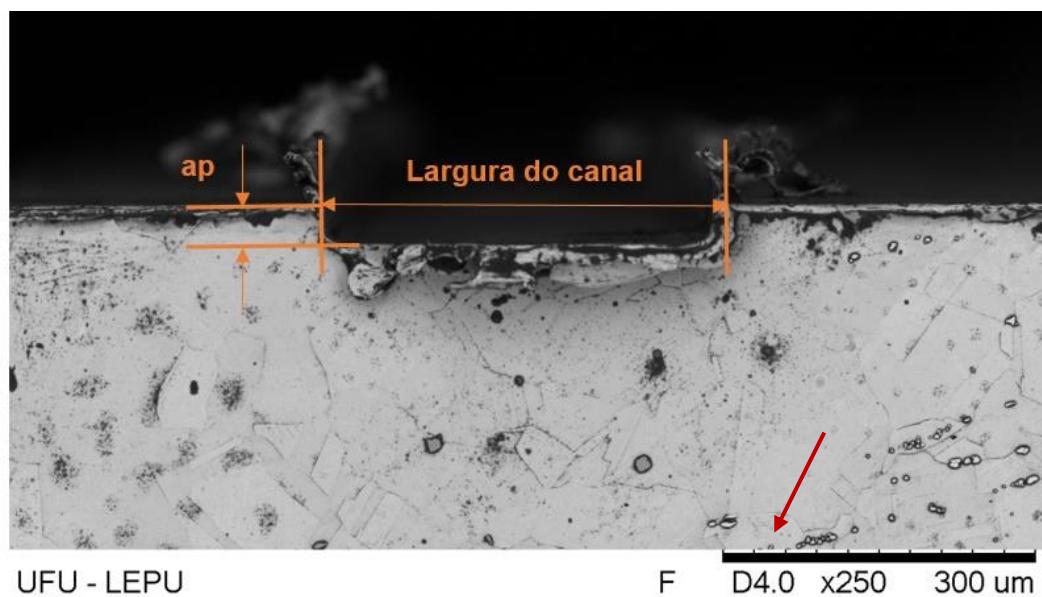


Figura 3.13 – Metodologia de medição de desgaste através do canal.

Em um estudo recente, Alhadeff et al. (2019), avaliando metodologias de medição de desgaste comentaram que esta metodologia restringe a medição ao final do processo e a alguns tipos de microfresamento, no entanto confirmam que esta metodologia reduz de maneira significativa a velocidade de medição. Conforme apresentado na Fig.3.13, os canais realizados em Inconel 718 com as microfresas selecionadas possuem geometria bem definida e desta forma podem ser utilizados para medição de desgaste pela metodologia de dimensão do canal.

3.6.3 Acústica e vibração

Para monitorar o processo foram selecionados dois sensores:

- i. Acelerômetro modelo 352C33, fabricado pela PCB Piezotronics, com sensibilidade de 100,4 mV/g e faixa de frequência de 0,5 Hz a 10 kHz.
- ii. Microfone modelo 4957, fabricado pela Brüel & Kjær, com sensibilidade de 11,2 mV/Pa e faixa de frequência variando de 0,5 Hz a 10 kHz.

Os sensores foram posicionados conforme mostrado na Fig. 3.14. O acelerômetro foi fixado perpendicular à direção do avanço, para ser mais sensível ao corte, e o microfone posicionado próximo a peça (mantendo a distância fixa) e equipado com uma proteção acrílica devido ao uso de fluido de corte.

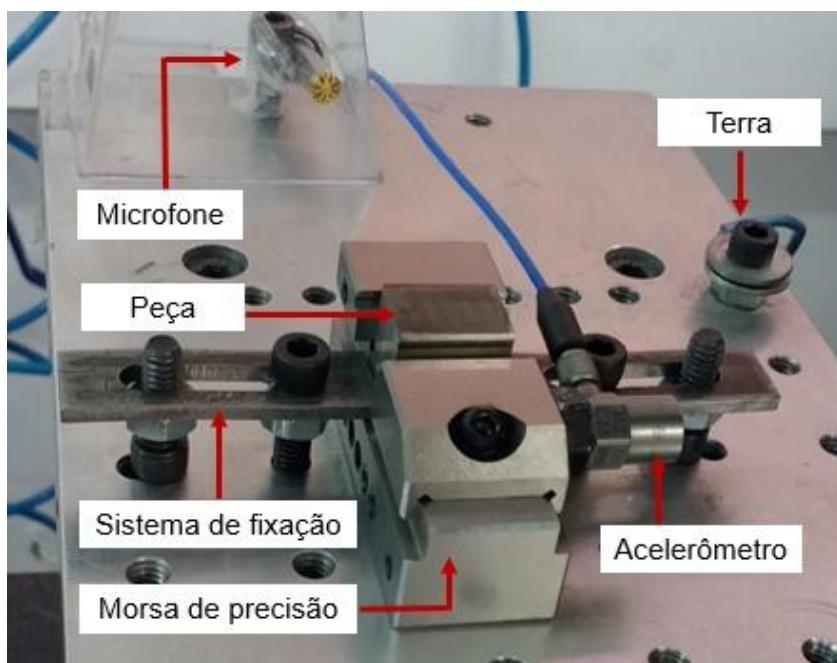


Figura 3.14 – Sistema de fixação da amostra e sensores.

Um condicionador da PCB Piezotronics modelo 482A20, com faixa de frequência de 0,225 Hz a 50 kHz, foi utilizado para adquirir os sinais dos sensores com um ganho de 100 vezes. Após passar pelo condicionador, os sinais passaram por uma placa da National Instruments, NI USB 9162, com resolução de 24 bits e faixa de medição de -10 V a +10 V para conversão analógico/digital.

Posteriormente à conversão, os sinais foram adquiridos pelo software Aquis IV – CVRI, desenvolvido no Laboratório de Acústica e Vibração (LAV) da UFU. Os dados foram coletados e armazenados para posterior análise utilizando o software MATLAB.

O sinal foi adquirido durante todo o processo, desde a movimentação da microfresa até a saída completa do canal, com um tempo total de 30 s. A taxa de aquisição adotada foi de 32 768 Hz, pois de acordo com Gomes (2019) todas as excitações que podem influenciar no desgaste das microferramentas podem ser adquiridas nesta faixa.

A metodologia de tratamento e análise de sinais foi baseada no trabalho de Gomes (2019), e ocorreu da seguinte forma, através do software MATLAB:

- i. Identificação da região do sinal onde ocorre o microfresamento;
- ii. Análise no domínio da frequência utilizando o método de Welch para a determinação da Densidade Espectral de Potência (PSD) para determinação de bandas de frequência sensíveis ao desgaste;
- iii. Tratamento dos sinais com filtro Butterworth de ordem 4;
- iv. Extração dos seguintes parâmetros estatísticos: Valor Médio Quadrático (RMS), Pico, Pico a Pico, Curtose (*Kurtosis*), Assimetria (*Skewness*) e Fator de Crista;
- v. Finalmente, após o cálculo dos parâmetros estatísticos, foi realizada a análise de sensibilidade por meio do gráfico *boxplot*, para verificação de quais parâmetros estatísticos podem ser utilizados no monitoramento da condição da microferramenta.

3.6.4 Sistema de medição de força

Para obtenção dos resultados de força foi utilizado um dinamômetro Kistler, modelo 9257b. Este dinamômetro tem faixa de operação de -5 kN a +10 kN e pode operar de maneira dinâmica ou quase estática (KISTLER, 2019a). Sua sensibilidade é ajustável, sendo recomendada a de 0,02 N. Este equipamento possui frequência natural baixa 3,5 kHz (KISTLER, 2019a), o que limitou seu uso para os experimentos de menor velocidade de corte uma vez que a frequência do fenômeno de corte está relacionada com o número de dentes da microfresa e à rotação, na Fig 3.15 é apresentado um esquema para auxiliar na compreensão deste fenômeno.

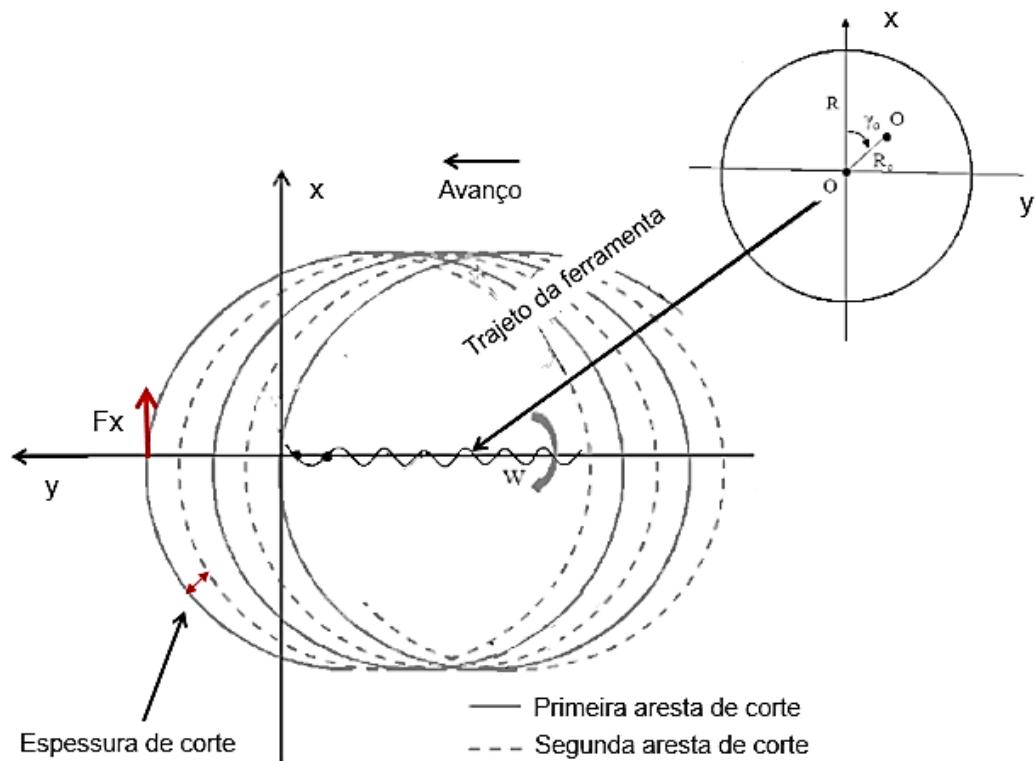


Figura 3.15 – Esquema do corte para uma microfresa de 2 dentes e o sentido de medição da força de corte (adaptado de AFASOV et al., 2013).

Na Figura 3.15 é possível observar o sentido de rotação da microfresa (chamado de w), e o avanço. Além disso, é possível observar a trajetória das arestas de corte e os desvios causados por vibração que afetam a trajetória da ferramenta.

Dentre os parâmetros utilizados no trabalho, a velocidade de corte mais adequada foi a de 13,8 m/min, uma vez que sua rotação é igual a 11 000 rpm (183,34 Hz), e como a microfresa possui duas arestas de corte isso gera uma frequência de corte de 366,67 Hz. O que equivale a aproximadamente 0,1% da frequência natural do dinamômetro, o que segundo Kistler (2019b) representa um erro de aproximadamente 1%. Para rotação de 20 000 rpm, este valor estaria próximo de 0,2% da frequência natural, e o erro seria elevado para 5%, conforme a Fig. 3.16.

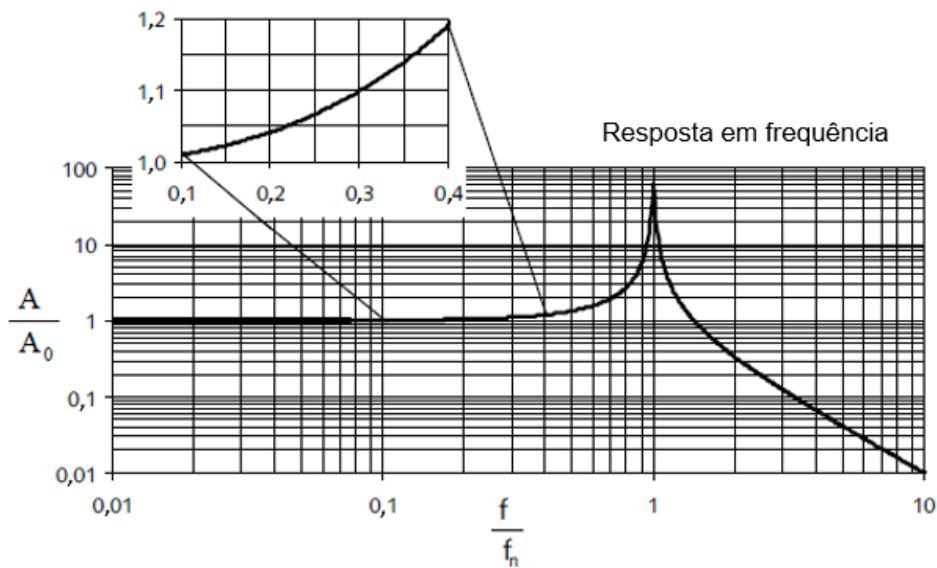


Figura 3.16 – Resposta em frequência do dinamômetro Kistler 9257b (adaptado de KISTLER, 2019b).

Após a geração dos sinais no dinamômetro, eles passavam por uma caixa de distribuição Kistler 5405A, posteriormente por um condicionador/amplificador Kistler, modelo 504E e por fim eram convertidos (análogo/digital) por uma placa da National Instruments, NI USB-66221, com 16 bit. Os sinais foram adquiridos com uma frequência de 100 kHz, para atingir um *trade-off* adequado entre a qualidade do sinal o seu tamanho (ABENI et al., 2019), através do software LabVIEW e posteriormente foram tratados e analisados através do software MATLAB.

3.6.5 Simulação do processo

De forma complementar aos experimentos foi realizada uma simulação no software AdvantEdge, que é um software que usa integração explícita no tempo e formulação lagrangeana para implementar o método de elementos finitos. Este software se destaca pelo modelo constitutivo dos materiais, *Power Law Model* que é uma formulação desenvolvida por (MARUSICH; ORTIZ, 1995). Este modelo leva em conta o encruamento, a sensibilidade à taxa de deformação e à perda de resistência do material devido ao aumento na temperatura.

Este software é especializado em processos de usinagem. Este tipo de simulação é realizado em três etapas:

- i. Pré-processamento.
- ii. Processamento.
- iii. Pós-processamento.

A primeira etapa é o pré-processamento, esta etapa é a mais importante pois é nela que serão tomadas as decisões que irão interferir diretamente na simulação. No caso do software AdvantEdge alguns parâmetros importantes são os parâmetros da malha: elementos tetraédricos não homogêneos, uma vez que a malha é mais refinada nas áreas de interesse, e o uso de malha adaptativa.

Foi definido que a peça teria deformações elásticas e plásticas e que a ferramenta seria sensível apenas às deformações elásticas. A microfresa foi modelada no software CAD 3D a partir de dados e imagens da ferramenta utilizada neste trabalho, Fig. 3.17. Todas as propriedades necessárias foram obtidas na própria biblioteca do programa, como os dados do Inconel 718 e do material da ferramenta, metal duro.

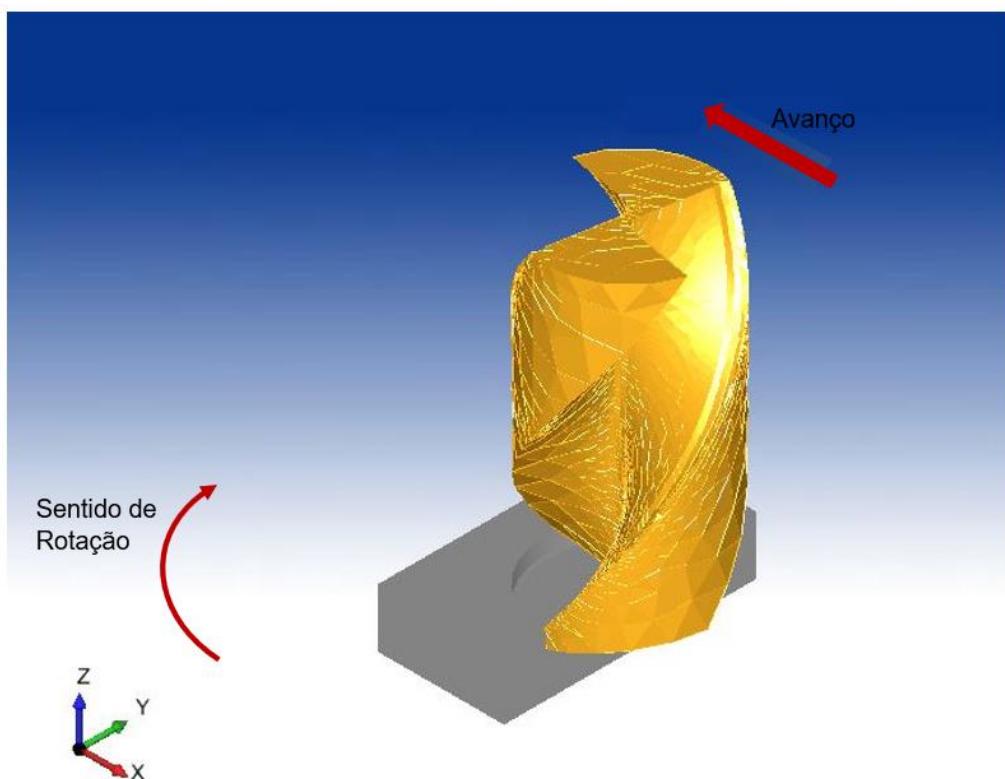


Figura 3.17 – Modelo utilizado para simulação.

A Tab. 3.4 contém os parâmetros de malha utilizados para a ferramenta e para peça. A respeito do tamanho do elemento de malha, vale ressaltar que apenas a amostra possuía malha adaptativa, desta forma, os elementos possuem dimensões maiores para reduzir o custo computacional nas regiões que não estão sofrendo efeitos do processo de usinagem.

Tabela 3.4 – Parâmetros de malha.

Amostra	
Menor elemento de malha	0,010 mm
Maior elemento de malha	0,050 mm
Ferramenta	
Menor elemento de malha	0,001 mm
Maior elemento de malha	0,010 mm

A etapa de processamento é a própria simulação e o pós processamento é a etapa onde pode-se obter as variáveis de saída desejadas, estas variáveis serão apresentadas ao longo dos resultados de forma comparativa aos resultados experimentais. Os parâmetros de corte utilizados foram baseados nos ensaios a seco: $v_c = 25,1 \text{ m/min}$, $f_z = 3 \mu\text{m}$, $a_p = 20 \mu\text{m}$ e $a_e = 400 \mu\text{m}$. Outros parâmetros não puderam ser testados devido ao grande custo computacional da simulação.

3.6.6 Análise estatística

As análises estatísticas foram baseadas em um planejamento fatorial completo, com dois fatores: velocidade de corte (4 níveis) e comprimento usinado/número de canais (12 níveis) e como variáveis de saída rugosidade (R_a), altura de rebarba discordante, altura de rebarba concordante e desgaste da ferramenta. A distribuição dos fatores pode ser observada na Tab. 3.5

Tabela 3.5 – Fatores utilizados no planejamento experimental.

Canal	v_c (m/min)
1	13,8
	25,1
	50,3
	75,4
	...
12	13,8
	25,1
	50,3
	75,4
	...
1	13,8
	25,1
	50,3
	75,4
	...
12	13,8
	25,1
	50,3
	75,4
	...

A partir deste planejamento foi realizada a análise de variância (ANOVA), através do software Minitab, dos resultados de rugosidade (R_a), rebarba discordante, rebarba concordante e desgaste para verificar os efeitos principais e da interação entre os fatores analisados (velocidade de corte e comprimento usinado).

Em suma, foram realizados ensaios de microfresamento em Inconel 718, com ferramentas de metal duro de $400 \mu\text{m}$. Em cada amostra foram microfresados 12 canais. Durante a usinagem foram obtidos sinais de acústica e vibração. Após a usinagem, além da análise dos sinais, foram avaliadas também: imagens da superfície, rebarba, rugosidade, cavacos provenientes do processo e o desgaste da ferramenta.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Este Capítulo contém os resultados obtidos após o microfresamento do Inconel 718 com microfresas de metal duro revestidas de (Al, Ti)N, com diâmetro de 400 µm, em diferentes condições de corte. Serão apresentados e na sequência discutidos os resultados de microfresamento a seco e com aplicação de fluido de corte. Em seguida para microfresamento com fluido de corte os resultados de: rugosidade, rebarbas, desgaste, qualidade da superfície, cavacos, sinais de acústica e vibração. Por fim são apresentados resultados complementares a respeito da microestrutura do material e do uso de réplicas, bem como ensaios com avanços por aresta elevados e considerações gerais.

4.1 Microfresamento a seco

Este item irá abordar os resultados obtidos no estudo dos parâmetros de corte para o microfresamento a seco. Para isto foram realizados canais de 15 mm com os parâmetros citados na Tab. 3.2, para cada parâmetro foi utilizada uma microfresa nova. Nesta etapa foram avaliados os seguintes parâmetros: qualidade dos canais (via MEV) e desgastes das microfresas. Os resultados apresentados neste item foram obtidos com objetivo selecionar os melhores parâmetros para ensaios mais detalhados e, por isto, os resultados serão comentados de maneira mais breve.

A Figura 4.1 contém imagens das microfresas utilizadas nos ensaios preliminares de microfresamento. Nestas imagens é possível observar o elevado desgaste após a realização de 1 canal de 15 mm, em Inconel 718.

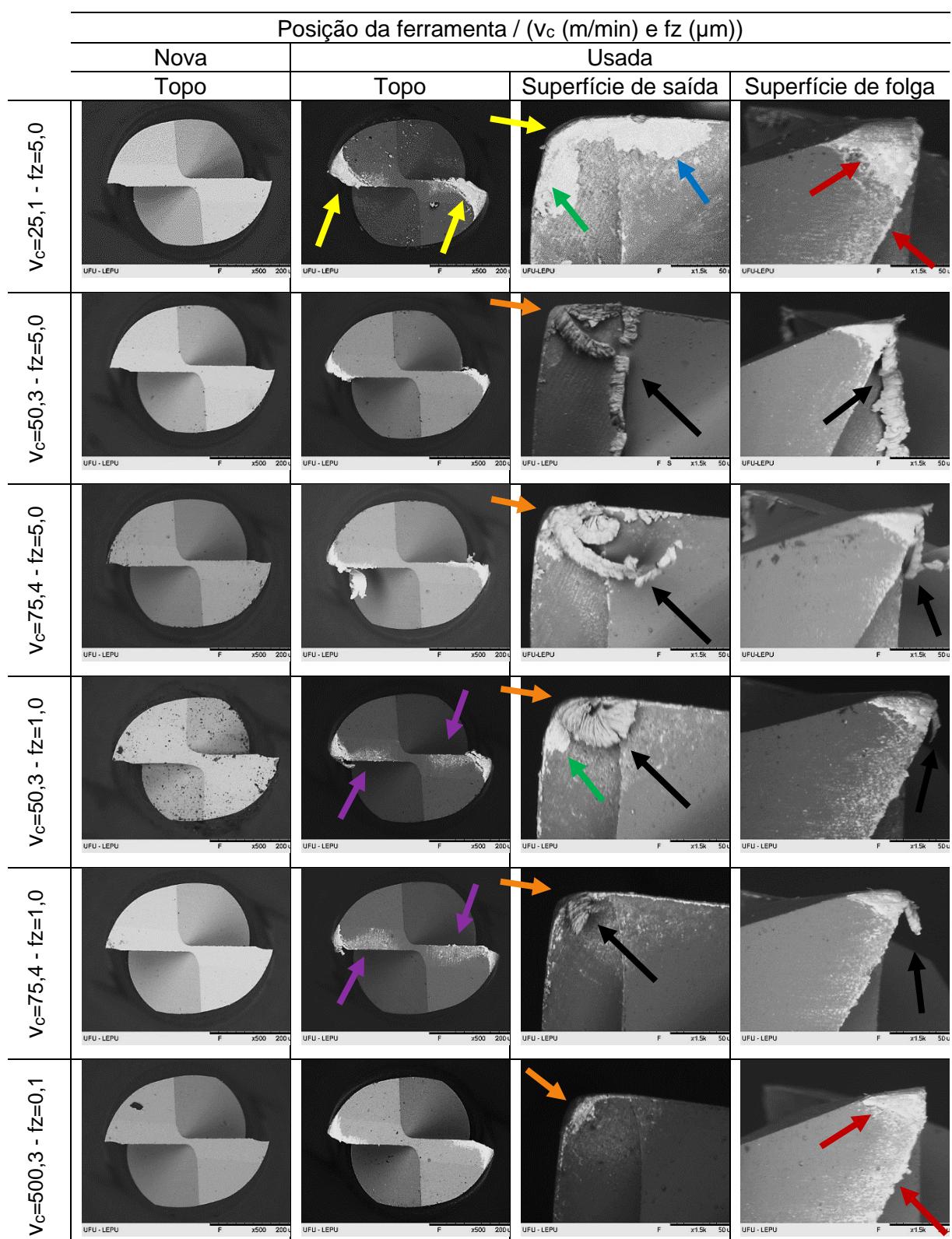


Figura 4.1 – Condição das ferramentas de corte ao microfresar Inconel 718 com diferentes parâmetros.

Este desgaste da ferramenta influencia diretamente na superfície usinada, ou seja, na qualidade final dos canais. São apresentadas na Fig. 4.2 as superfícies dos canais usinados,

para auxiliar na compreensão dos fenômenos observados nas ferramentas. Na Fig. 4.2 c) estão indicados os sentidos de avanço e de rotação, eles são os mesmos para toda a Fig. 4.2.

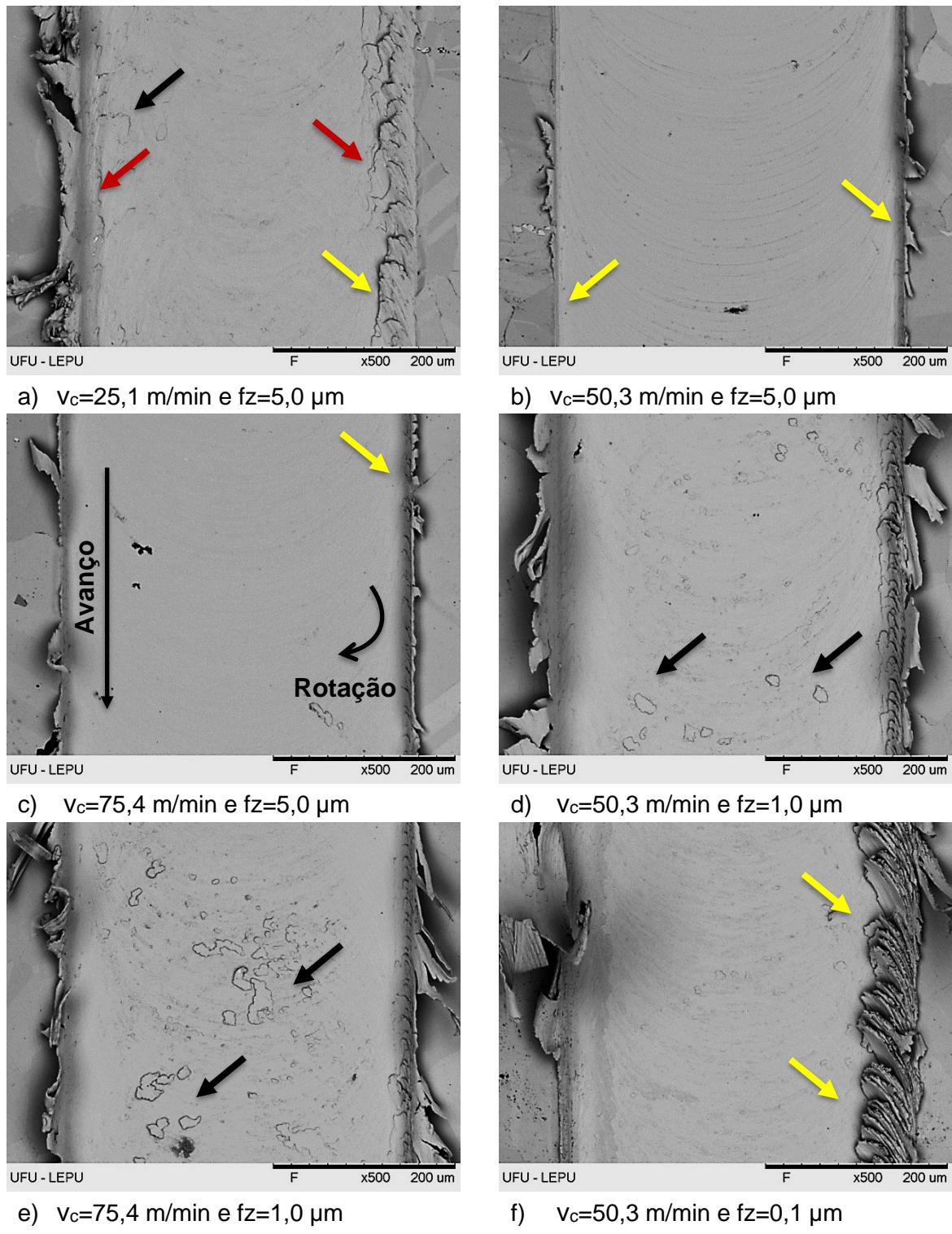


Figura 4.2 – Qualidade dos canais dos ensaios realizados a seco.

A partir das imagens da Fig. 4.1. pode-se notar que, de maneira geral, os desgastes predominantes nas microfresas são o arredondamento do raio de ponta (setas laranjas) e o desgaste de flanco (seta vermelha), que está relacionado com o contato do material da peça com a superfície de saída, evidenciando a recuperação elástica da peça durante a usinagem.

O arredondamento do raio de ponta da ferramenta ocorre devido ao contato da ferramenta com a peça durante o microfresamento. O arredondamento observado pode ser relacionado à adequação da ferramenta ao sistema tribológico, em analogia à usinagem macro, esta seria a primeira etapa, das três principais da curva tradicional de desgaste, onde o inicio da curva possui taxas elevadas devido à esta adequação tribológica, seguida de uma região de menores taxas e possuindo taxas elevadas na terceira região quando a ferramenta já está próxima de seu fim de vida (ZUM GAHR, 1987).

Ao focar na primeira condição de corte ($v_c = 25,1 \text{ m/min}$ e $f_z 5,0 \mu\text{m}$) é possível observar, Fig. 4.1, que houve perda da aresta de corte (seta amarela), perda de coesão do revestimento no substrato de metal duro, causando o destacamento do revestimento (seta azul), desgaste de flanco (seta vermelha) e desgaste pelo mecanismo *attrition* (seta verde), também conhecido por “adesão e arrastamento” (HUTCHINGS, 1996).

Ao observar o canal feito para as mesmas condições ($v_c = 25,1 \text{ m/min}$ e $f_z 5,0 \mu\text{m}$) Fig. 4.2 a), é possível observar a presença de material da peça aderido na superfície em pouca quantidade (setas pretas) e o efeito *plowing* (setas vermelhas) que é a deformação plástica de material da peça para as laterais da ferramenta juntamente com rebarbas de fundo do canal (seta amarela).

Aumentando a velocidade de corte de 25,1 m/min para 50,3 m/min e 75,4 m/min, e usando avanço por dente igual a 5,0 μm , é possível observar que a microfresa apresenta arredondamento da ponta ao invés de quebra (setas laranjas, Fig. 4.1). Além disso, há material da peça aderido na ponta das microferramentas, verificado via análise por EDS, indicado na Fig. 4.1 com setas pretas. Apesar de existir material da peça aderido na ponta das ferramentas não existe indício de material aderido no fundo dos canais (Fig.4.2 b) e c)), indicando que não houve formação de APC.

Além disso, para este conjunto de fatores houve uma redução nas rebarbas, indicadas por setas amarelas nas Figs. 4.2 b) e c), fato que pode estar relacionado ao aumento na velocidade de corte. De acordo com Yadav et al. (2017) qualquer aumento nas velocidades de corte resulta em diminuição nas rebarbas formadas. Os autores obtiveram estes resultados através de simulação do microfresamento de Ti-6Al-4V, com ferramentas de 500 μm e rotações que variavam de 10 000 rpm até 200 000 rpm. De maneira mais específica, este estudo mostrou uma redução de 96% na altura e largura da rebarba se a rotação aumentar

de 10 000 rpm a 200 000 rpm, sendo então a rotação grande fator de na altura e largura da rebarba.

Somado a isto, é possível observar que o fundo do canal tem apenas marcas de avanço da ferramenta, sugerindo que para $f_z = 5,0 \mu\text{m}$, as condições com velocidades de corte 50,3 m/min e 75,4 m/min foram mais adequadas que $v_c = 25,1 \text{ m/min}$. Bandapalli et al. (2017), estudaram a aplicação de redes neurais para controlar a rugosidade Ra de microcanais realizados em Ti-6Al-4V, com uma microfresa de 500 μm de diâmetro e velocidades de rotação de 30 000 rpm, 60 000 rpm e 90 000 rpm, apontam que aumentar a velocidade de corte melhora a superfície gerada em termos de rugosidade Ra. Neste trabalho a velocidade máxima foi limitada pela capacidade da microfresadora e o diâmetro da microferramenta.

Ao aumentar a velocidade de corte de 50,3 m/min para 75,4 m/min a microfresa e o canal apresentaram comportamentos similares, melhores do que o apresentado para $v_c = 25,1 \text{ m/min}$, em termos de desgaste e qualidade da superfície respectivamente. Desta forma, para avaliar a redução do avanço por dente de $f_z = 5,0 \mu\text{m}$ para $f_z=1,0 \mu\text{m}$, foram selecionadas as duas maiores velocidades de corte.

Observando a Fig. 4.1, no que fiz respeito às microfresas que usinaram com $f_z=1,0 \mu\text{m}$ e as Figs. 4.2 d) e d), pode-se novamente verificar comportamentos similares entre essas condições. Há presença de material aderido na ponta das microfresas (setas pretas) e para este avanço por dente, diferente do apresentado para $f_z = 5,0 \mu\text{m}$, é possível perceber a presença de material aderido no fundo dos canais Figs. 4.2 d) e d), setas pretas.

Nesta condição, devido à redução na taxa de remoção de material, o fluxo de material removido é menos laminar e mais intermitente na aresta de corte, o que leva a uma formação de APC, este tipo de fenômeno causa desgaste por *attrition* (seta verde na ferramenta com as condições $v_c = 50,3 \text{ m/min} - f_z=1,0 \mu\text{m}$), fator que eleva rapidamente o desgaste em ferramentas de WC-Co (TRENT; WRIGHT, 2002).

Fenômeno similar de surgimento de APC e material aderido no canal também foi observado por Santos (2016) nas condições de usinagem mais brandas. Somado a isto, foi observado um grande desgaste na aresta secundária de corte, setas roxas Fig. 4.1. Ucun et al. (2013) que estudaram microfresamento de Inconel 718 afirmam que estes tipos de desgastes ocorrem devido à fadiga da ferramenta e à presença de APC.

Apesar do comportamento similar a velocidade de corte de 75,4 m/min a apresentou maior quantidade de material aderido no fundo do canal, desta forma, para avaliar $f_z=0,1 \mu\text{m}$ foi selecionada $v_c = 50,3 \text{ m/min}$.

A condição $v_c = 50,3 \text{ m/min}$ com $f_z=0,1 \mu\text{m}$ apresentou um comportamento diferente em relação ao desgaste da microfresa, Fig. 4.1. A microfresa apresentou arredondamento da

ponta (seta laranja) e acentuado desgaste de flanco (setas vermelhas). Além disso, a qualidade do canal não foi satisfatória, pode-se observar grandes dimensões de rebarbas de fundo do canal no lado concordante, Fig. 4.2 f), setas amarelas.

Para avaliar de forma mais completa os resultados de microusinagem a seco, serão apresentados na Fig. 4.3 os valores dos desgastes medidos em função do diâmetro da ferramenta.

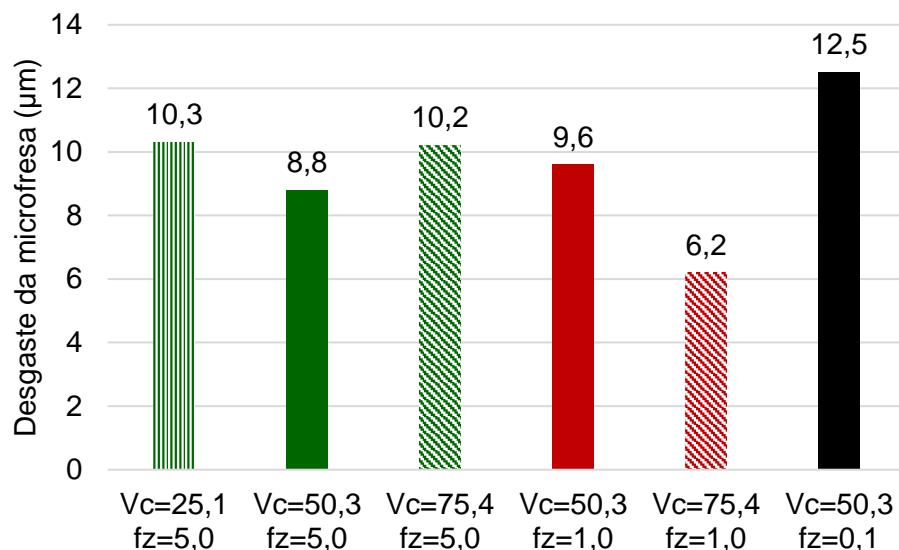


Figura 4.3 – Resultado de desgaste para ensaios a seco (v_c em m/min e f_z em μm).

De maneira geral os desgastes foram muito elevados ao se considerar o pequeno comprimento usinado de 15 mm, conforme será comparado posteriormente no Item 4.5.

Para um mesmo valor de $f_z=5,0 \mu\text{m}$, a menor velocidade $v_c = 25,1 \text{ m/min}$ foi a que apresentou os piores resultados, tanto em relação à qualidade do canal (qualitativo: presença de marcas, material aderido e rebarbas) quanto em relação ao valor do desgaste de $10,3 \mu\text{m}$.

O avanço por dente de $f_z=1,0 \mu\text{m}$ combinado com a velocidade de $75,4 \text{ m/min}$ foi o conjunto de parâmetros que apresentou o menor desgaste da microfresa, $6,2 \mu\text{m}$. Porém foi o que apresentou mais material aderido.

Ao observar a Fig. 4.3, percebe-se que o desgaste de $12,5 \mu\text{m}$ obtido para o avanço por dente de $0,1 \mu\text{m}$ se sobressai em relação aos demais, este alto desgaste provavelmente foi gerado devido à uma espessura de corte insuficiente, que gerou grandes deformações plásticas e plowing, que podem ser observados na forma de rebarbas de fundo de canal.

Por fim, a respeito de microfresamento de Inconel 718 a seco, pode-se concluir que o valor de $f_z=5,0 \mu\text{m}$ foi o mais adequado, valores de f_z mais baixos apresentaram superfícies insatisfatórias, ou aumento do desgaste. Além disso, foi verificado que a velocidade de corte

tem influência sobre a qualidade dos canais bem como sobre a forma e as dimensões das rebarbas. Desta forma, para os ensaios com fluido de corte, foi fixado $f_z=5,0 \mu\text{m}$ e a velocidade de corte foi variada.

4.2 Fluido de corte no microfresamento de Inconel 718

O fluido de corte foi aplicado a uma frequência de 200 pulsos por minuto, o que pode ser equiparado ao método convencional (ou jorro) se consideradas as proporções dos processos. Este alto número de pulsos foi determinado em uma segunda bateria de ensaios preliminares onde pôde-se constatar que para pulsos com intervalo muito grande, havia falta de fluido na interface de corte e a qualidade da superfície se deteriorava.

Conforme pode ser observado na Fig. 4.4 a), ao avaliar toda a extensão de um canal com 30 pulsos por minuto, fica evidente uma região deteriorada, o que não ocorre na Fig. 4.4 b). Os canais apresentados foram realizados com $v_c = 50,3 \text{ m/min}$ e $f_z = 5,0 \mu\text{m}$. Vale ressaltar que a região sem fluido de corte é pior do que a apresentada nos ensaios a seco (Item 4.1, Fig. 4.2 b)), pois as microfresas utilizadas nos ensaios de fluido não eram novas.

De fato, o comprimento usinado pela microfresa, e consequentemente o seu desgaste, ao realizar o canal da Fig. 4.4 b) era maior do que ao realizar o canal da Fig. 4.4 a). Desta forma, é possível que a presença de maiores rebarbas na Fig. 4.4 b) em relação à Fig. 4.4 a) esteja relacionado ao desgaste da microfresa.

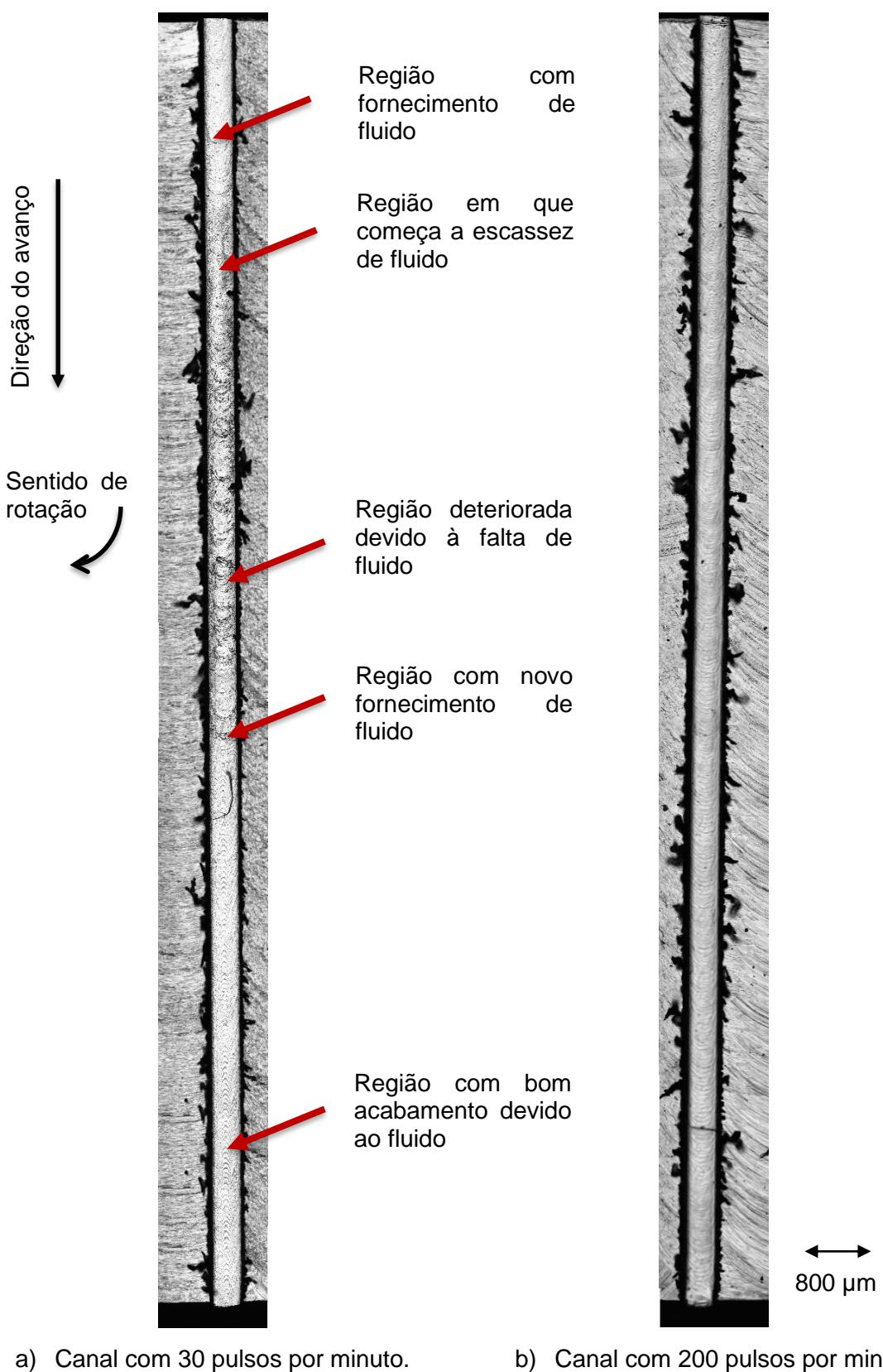


Figura 4.4 – Diferença na qualidade dos microcanais em relação à frequência de aplicação do fluido de corte: a) Canal com 30 pulsos por minuto e b) Canal com 200 pulsos por minuto.

De maneira mais detalhada, a Fig. 4.5 contém a imagem da região do canal em que há a transição da região com restrição de fluido de corte para região com fluido de corte suficiente.

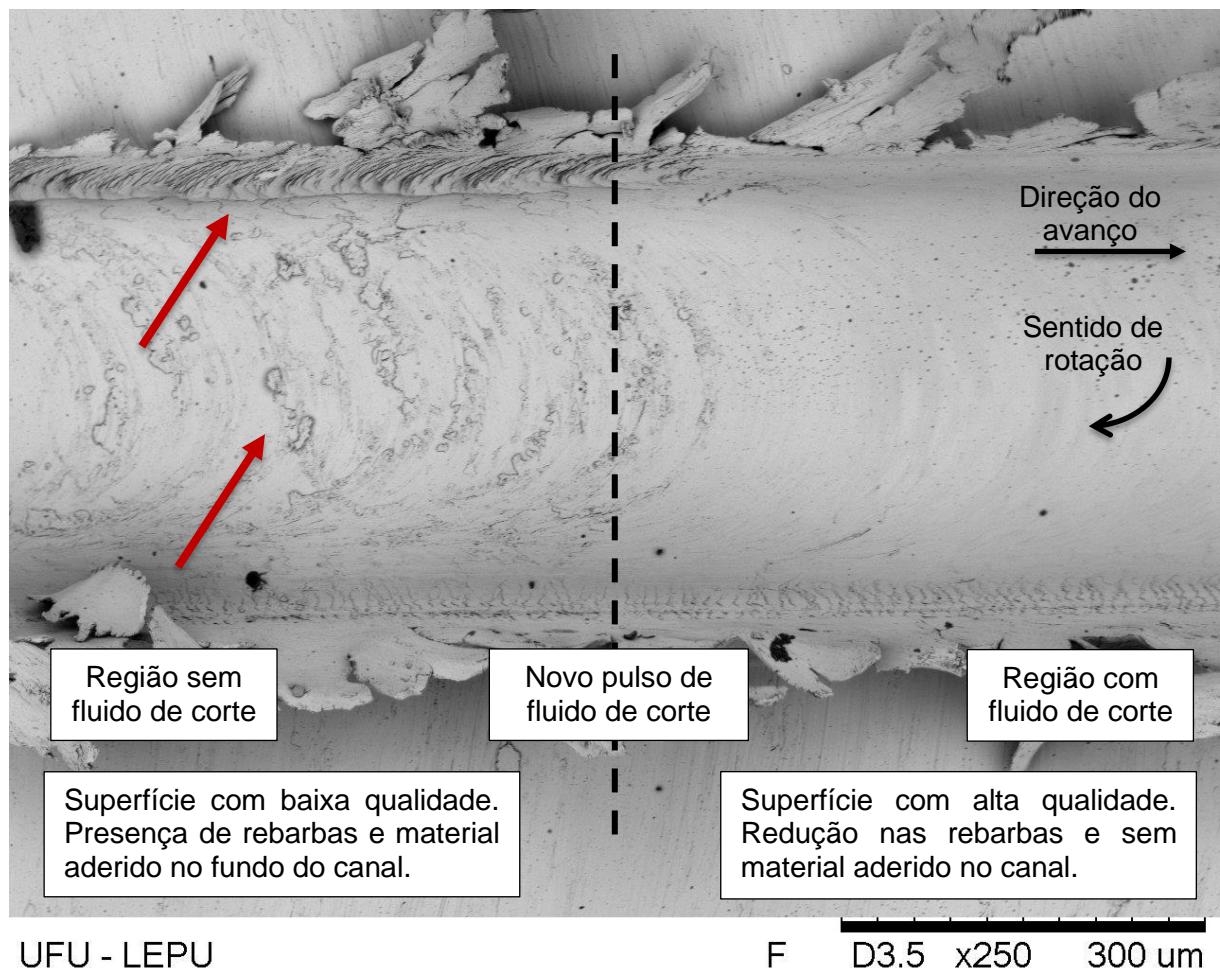


Figura 4.5 – Influência do fluido de corte na qualidade do canal.

Ainda em relação à Fig. 4.5, é possível observar a elevada qualidade do canal na presença de fluido de corte, não apresentando material aderido no fundo do canal, nem rebarbas no fundo do canal do lado discordante, além de redução nas marcas de avanço.

Para comprovar que realmente havia lubrificação insuficiente na interface, foram avaliadas as forças de corte, já que o fluido de corte está diretamente relacionado às excitações e forças do sistema (LIU et al., 2017 e MITTAL et al., 2017). Os ensaios foram realizados com velocidade de corte de 13,8 m/min, para que a rotação da microfresadora fosse baixa, devido às limitações do sistema de medição, conforme explicado no Capítulo III, sub-item 3.6.4.

Para as condições a seco e com alta frequência foram utilizadas ferramentas novas, de forma a evitar qualquer influência do desgaste da microfresa, a condição intermediária foi realizada com a microfresa da condição de alta frequência de aplicação. A Figura 4.6 contém os sinais de força no tempo para essas condições de aplicação de fluido de corte, os valores negativos dizem respeito ao corte e os positivos ao *plowing*.

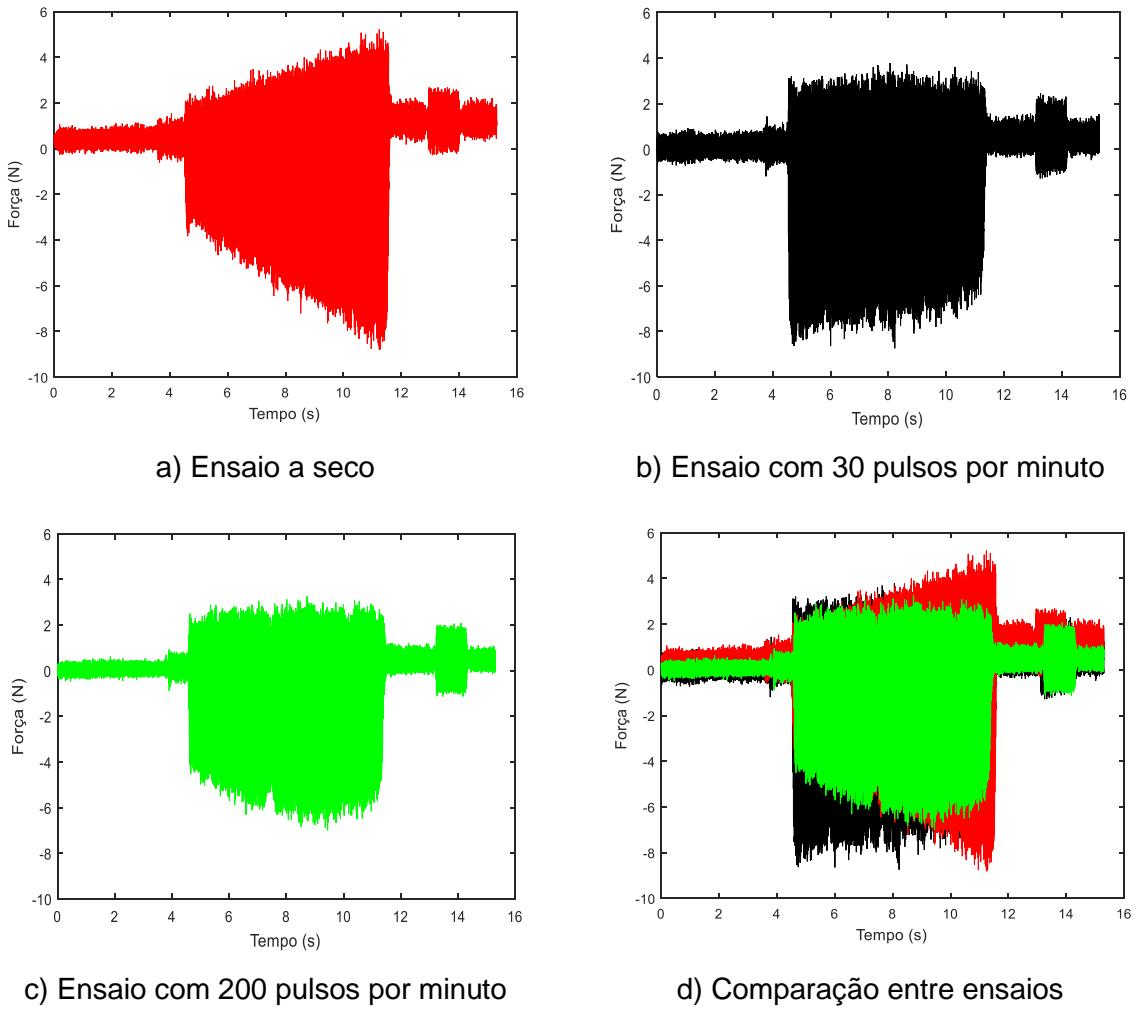


Figura 4.6 – Forças de corte em função do fluido de corte.

Na Figura 4.6 a) é apresentado o sinal da força para microusinagem a seco, neste gráfico é possível verificar que as forças de corte aumentam de 4,6 N a 8,7 N durante a microusinagem, indicando que houve um desgaste significativo no comprimento usinado de 15 mm, o que foi observado no Item 4.1 deste Capítulo, nos resultados de desgaste, Fig. 4.3.

Ao comparar o resultado de força, Fig. 4.6 a), do ensaio a seco com o ensaio com fluido de corte aplicado em alta frequência, Fig. 4.6 c) é possível observar que a força inicial é similar, porém não há um aumento significativo com o comprimento usinado, e a força

máxima durante a usinagem do canal com fluido em alta frequência é próxima a 6,7 N, o que indica que o fluido reduziu as forças e de corte e consequentemente as taxas de desgaste da microfresa.

Ao avaliar a baixa frequência de aplicação de fluido de corte, 30 pulsos por minuto, é possível notar, Fig. 4.6. b) que o valor inicial da força é alto (uma vez que este ensaio foi realizado com a microfresa no ensaio com aplicação de fluido em alta frequência de pulsos) e possui picos de força, que podem estar relacionados à falta de fluido de corte na interface.

Os resultados obtidos estão de acordo com a literatura, que aponta que a aplicação de fluido de corte no microfresamento de Inconel 718 favorece o processo uma vez que a lubrificação evita a adesão do material da peça na microferramenta, o que resulta também em menores atritos que por sua vez reduzem diretamente as forças de corte (UCUN et al., 2013 e ZHOU et al., 2013). Estes efeitos reduzem a difusão do material da peça com a ferramenta, um efeito comum ao se usar Inconel 718. A redução combinada destes fatores auxilia não apenas na qualidade do canal como no aumento da vida da microfresa (DUDZINSK et al., 2004 e EZUGWU, 2005).

Os resultados computacionais se mostraram robustos e foram similares aos experimentais. Na Fig. 4.7 é possível observar os resultados de força para uma volta em que a microfresa ainda não havia entrado completamente na peça. Este sinal não equivale ao primeiro contato pois foi utilizado *pre boolean cut*, para que a simulação iniciasse com ambas as arestas dentro da peça.

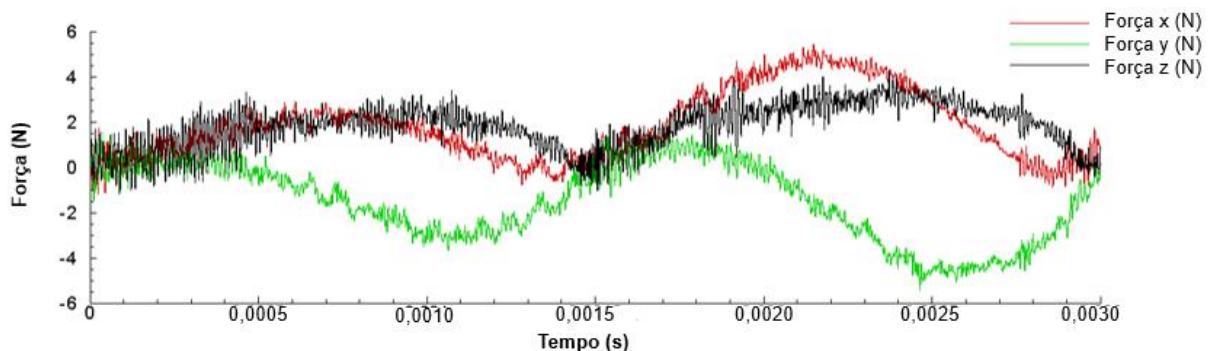


Figura 4.7 – Resultado de força obtido através de simulação computacional.

Para favorecer a comparação, a Fig. 4.8 contém em detalhe o início do corte para a condição com fluido de corte.

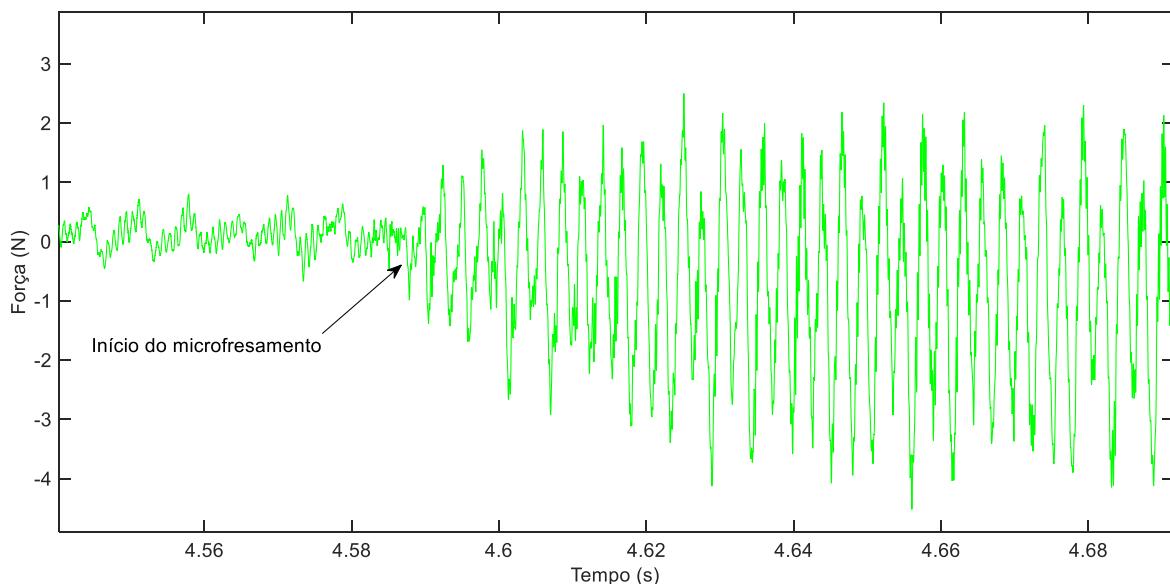


Figura 4.8 – Variação do sinal de força de corte durante o início do processo de usinagem com fluido de corte.

Ao observar o início do microfresamento na Fig. 4.8, é possível perceber que as forças de corte quando a microfresa está iniciando o canal são bem reduzidas. De acordo com Wang et al. (2017), para uma microfresa de 100 μm , com a_p de 50 μm , as forças iniciais variam de 0,2 N para um $f_z = 0,5 \mu\text{m}$ até aproximadamente 0,8 N para $f_z = 4,0 \mu\text{m}$. O que está de acordo com o apresentado. Apesar da boa qualidade dos resultados de força eles serão apresentados apenas neste Item e no Item 4.9.2, sobre usinagem com avanços elevados.

Por fim, a respeito da aplicação de fluido de corte, pôde-se comprovar qualitativa e quantitativamente os benefícios de seu uso para o microfresamento de Inconel 718. Desta forma, serão apresentados a seguir, do Item 4.3 ao Item 4.8, os resultados obtidos para ensaios realizados na presença de lubrificante, após o microfresamento de 12 canais de 15 mm de comprimento.

4.3 Rugosidade dos canais

Para avaliação da rugosidade as amostras foram agrupadas por velocidade de corte. Os resultados mostrados graficamente representam a média, com um intervalo de confiança de 95,45%. Os resultados são apresentados levando em consideração o comprimento de usinagem, aqui denominado canal, cada canal possuía comprimento de 15 mm, conforme comentado no Capítulo III, Item 3.5. As Figuras 4.9, 4.10, 4.12 e 4.13, contém os resultados

para as velocidades de corte: 13,8 m/min, 25,1 m/min, 50,3 m/min e 75,4 m/min respectivamente.

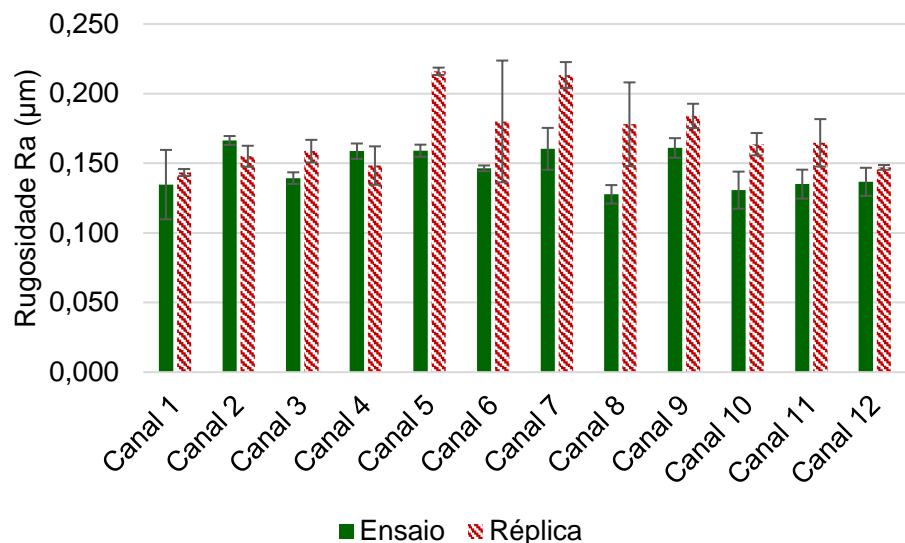


Figura 4.9 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 13,8$ m/min.

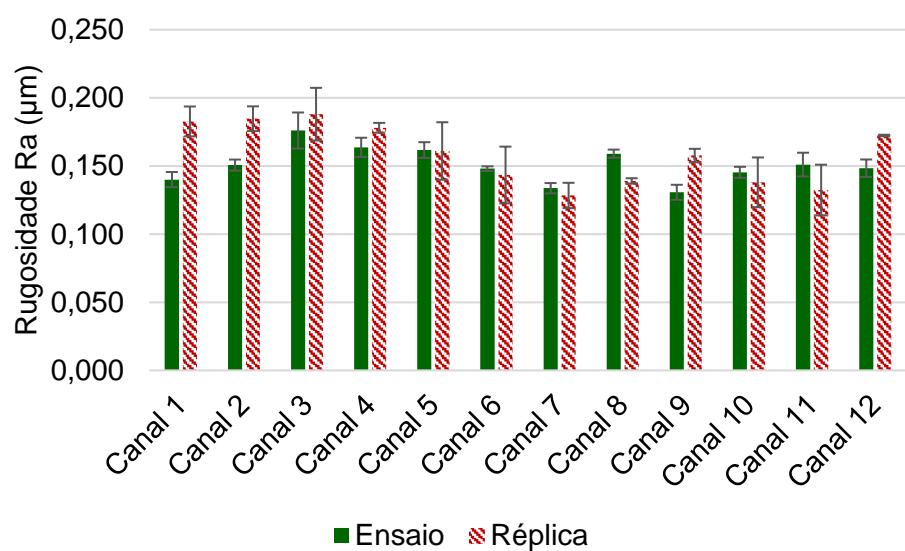


Figura 4.10 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 25,1$ m/min.

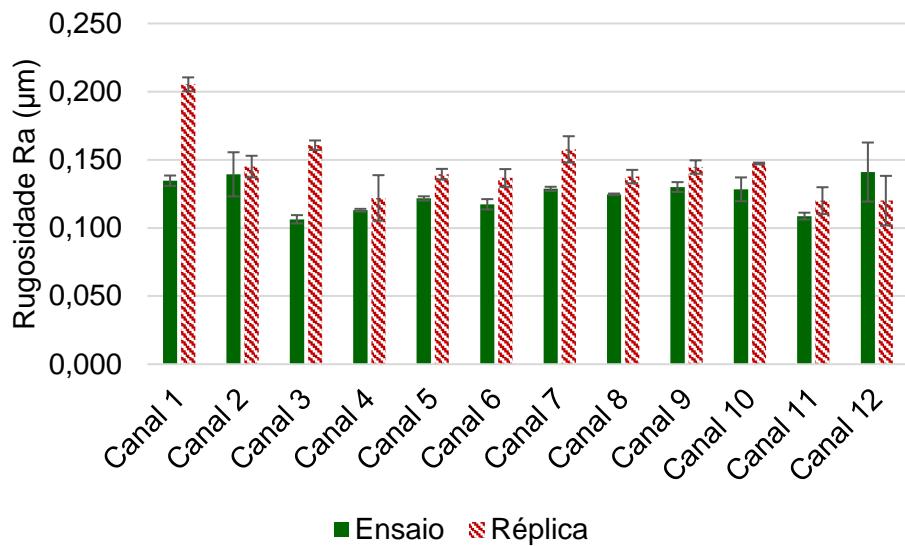


Figura 4.11 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 50,3 \text{ m/min}$.

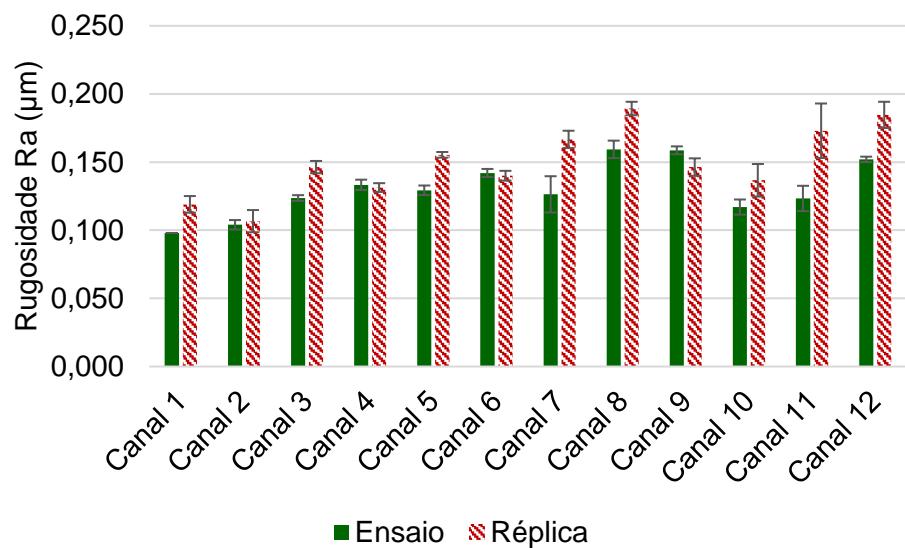


Figura 4.12 – Rugosidade dos microcanais usinados com $v_c = 75,4 \text{ m/min}$.

É possível observar que não há uma variação muito grande nos valores de rugosidade dos canais. Além disso, pode-se observar que a velocidade de corte que apresentou menores valores foi a de 50,3 m/min, com quase todos os valores médios abaixo de 0,150 μm , e a menor velocidade de corte ($v_c = 13,8 \text{ m/min}$) foi a que apresentou os maiores valores.

Outra característica interessante é a formação de um pico próximo ao canal 8, comprimento usinado equivalente de 120 mm, para as velocidades de corte de 13,8 m/min, 50,3 m/min e 75,4 m/min. Estes picos são seguidos de uma redução e nos últimos canais (11 e 12) o valor de rugosidade volta a aumentar. Esta característica também pode ser observada para velocidade de corte de 25,1 m/min, no entanto o pico ocorre próximo ao canal 3.

Os valores de rugosidade foram em geral baixos ao comparar com resultados de outros autores que microfresaram Inconel 718, conforme apresentado a seguir:

Mian et al. (2011), no microfresamento de Inconel 718, com microfresas de 500 µm revestidas de TiAlN, relação $f_z/\text{raio de ponta} = 0,4$ e $a_p = 60 \mu\text{m}$, obtiveram valores de rugosidade Ra iguais a: 0,519 µm para $v_c = 10 \text{ m/min}$, 0,529 µm para $v_c = 25 \text{ m/min}$ e 0,686 µm para $v_c = 40 \text{ m/min}$. O que demonstra a influência da velocidade de corte.

Aslantas e Cicek (2018) estudaram microfresamento de Inconel 718 com microfresas de 600 µm revestidas de TiCN, $v_c = 31,4 \text{ m/min}$ e $a_p = 100 \mu\text{m}$, nas atmosferas: a seco, MQL com fluido de base vegetal a 4 bar e 10 ml/h, fluido solúvel em água (na proporção 1:10) em abundância e etanol em abundância. Os autores obtiveram os seguintes resultados em termos de rugosidade Ra: 0,40 µm para ambos os fluidos aplicados em abundância, 0,25 µm para condição a seco e 0,20 µm para MQL. Indicando a melhor eficiência do fluido aplicado via MQL.

Ucun et al. (2015), microfresaram Inconel 718 com os seguintes parâmetros: microfresas de 768 µm de diâmetro revestida de DLC e sem revestimento, $v_c = 48 \text{ m/min}$, $f_z = 5,00 \mu\text{m}$ e $a_p = 150 \mu\text{m}$. E mediram os valores de rugosidades Ra: 0,09 µm para um comprimento usinado de 120 mm, independente da microfresa, e 0,15 µm e 0,16 µm para microfresa revestida e sem revestimento em um comprimento usinado de 10 mm. A partir destes resultados os autores concluíram que a rugosidade diminui com o comprimento usinado, equivalente ao desgaste da microfresa. O que neste estudo ocorreu próximo a 150 mm.

Sadiq et al. (2018) microfresaram Inconel 718 impresso, com ferramentas de 508 µm, revestidas de AlTiN/Si3N4 e AlTiN, com velocidades de corte de 14 m/min e 19 m/min e $a_p = 20 \mu\text{m}$. Independente dos parâmetros utilizados e as rugosidades Ra ficaram elevadas, sendo a menor 2 µm e as maiores atingindo 7 µm, o que os autores atribuem às características do material impresso, que se sobrepõem às de usinagem, como a presença de poros.

Como uma outra contribuição para os baixos valores obtidos neste trabalho, pode-se levar em conta o revestimento da microfresa, (Al, Ti)N. Biermann et al. (2013) microfresaram um aço austenítico (matriz similar à do Inconel 718), com fluido de corte via MQL e ferramentas com diferentes revestimentos. Os autores constataram que o revestimento de AlTiN apresentou os menores valores de Ra, iguais a 0,5 µm, cerca de 0,15 µm menor que os valores obtidos com TiAlN e CrN.

No entanto, o mais provável, se considerados os canais dos ensaios preliminares, é que o principal fator que contribuiu para as baixas rugosidades foi a aplicação de fluido de corte. Quando fluido de corte é aplicado os valores de rugosidades nos microcanais ficam

baixos e não sofrem influência significativa dos parâmetros de corte, de acordo com Li e Chou (2010).

Considerando que há uma baixa variação nos valores obtidos, é necessário que se utilize de recursos estatísticos para avaliar de maneira mais adequada os resultados. Desta forma, foi realizada a análise de variância para os resultados de rugosidade. A base para elaboração do quadro de anova foi um fatorial completo, tendo como variáveis a velocidade de corte e o número do canal, conforme especificado no Item 3.6.6 do Capítulo III. A Tab. 4.1, contém os valores de P obtidos após a análise estatística.

Tabela 4.1 – Análise de variância para os resultados de rugosidade.

Fonte	Graus de liberdade	Valor-P
Canal	11	0,796
Velocidade de corte (m/min)	3	0,000
Canal*Velocidade de corte (m/min)	33	0,053

A partir da análise de variância pode-se notar que, para confiança de 95%, isto é, $p<0,05$, a velocidade de corte tem influência estatística significativa na rugosidade Ra dos microcanais. Este resultado também pode ser avaliado graficamente, Fig. 4.13.

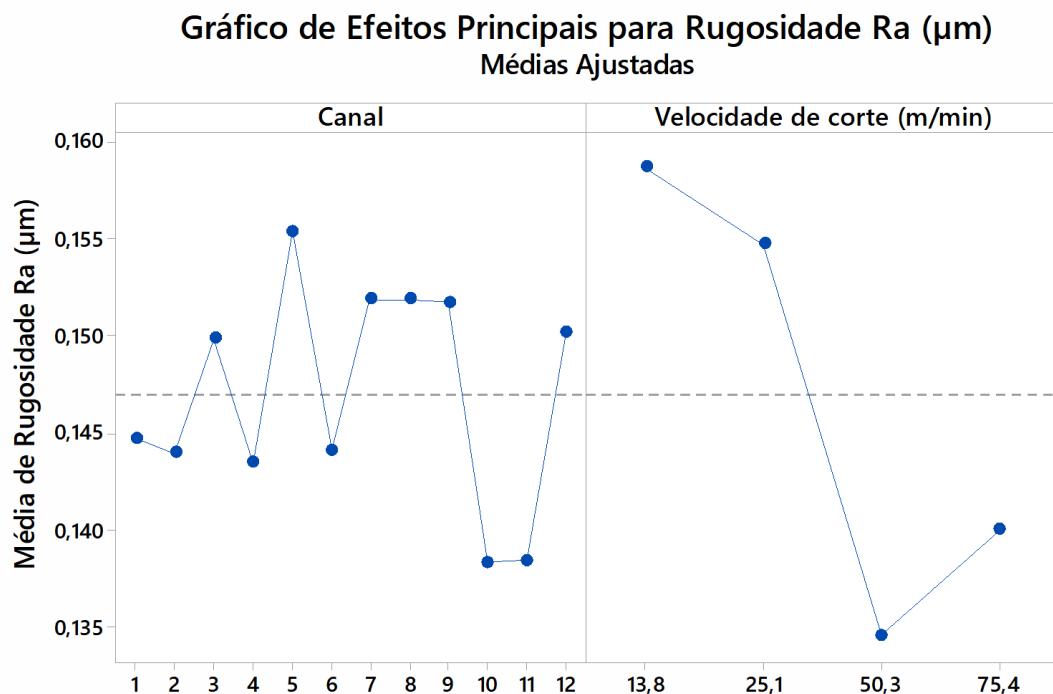


Figura 4.13 – Influência estatística dos parâmetros no valor da rugosidade Ra.

Ainda de acordo com a Fig. 4.13, é possível verificar o padrão obtido para algumas velocidades, de redução da rugosidade nos canais 10 e 11, seguido de um aumento no canal 12. Este comportamento pode estar relacionado ao desgaste conforme será discutido no Item 4.5, deste Capítulo. Outro fator que, praticamente, obteve significado estatístico foi a combinação entre os fatores canal e velocidade de corte, o gráfico dos efeitos combinados pode ser observado na Fig. 4.14.

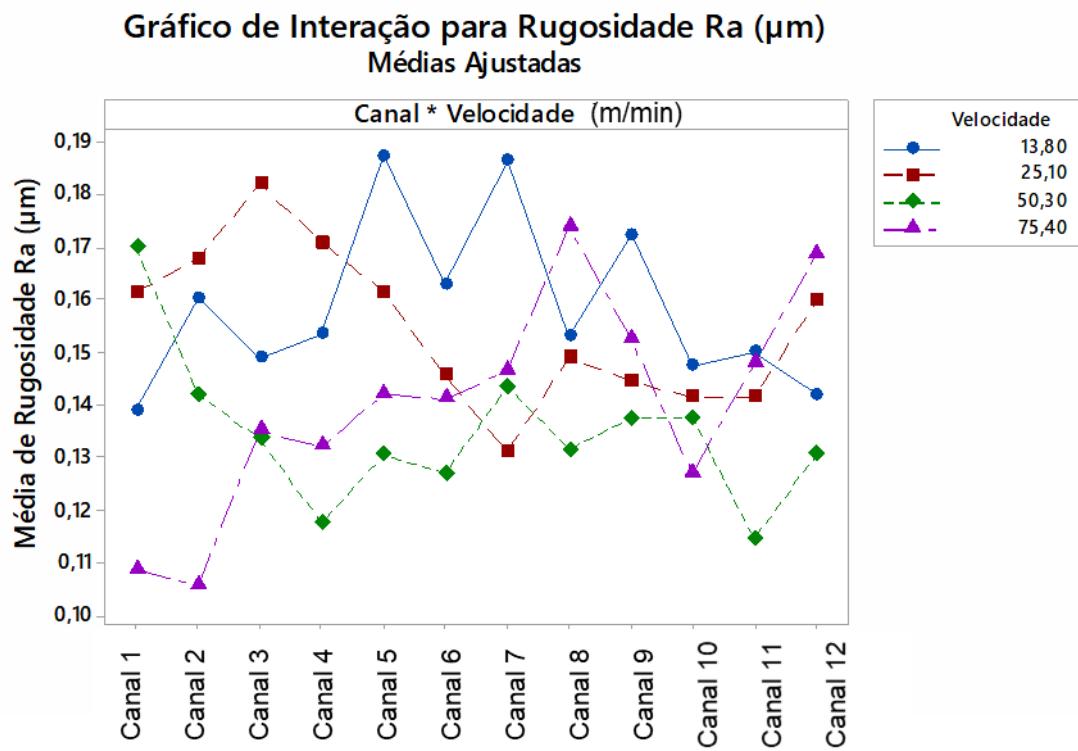


Figura 4.14 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor da rugosidade Ra.

A partir da Figura 4.14 é possível verificar que ao levar em consideração as medias ajustadas, observando o resultado combinado, as velocidades de corte que apresentaram os menores valores de rugosidade foram as maiores (50,3 m/min e 75,4 m/min). Além disso, verifica-se que a única velocidade que apresentou redução na rugosidade com o aumento do comprimento usinado (número do canal) foi a $v_c = 13,8$ m/min. Em geral os resultados ficaram muito próximos, variando em menos de 0,09 μm .

4.4 Rebarbas

Continuando a avaliação dos canais, neste item serão apresentados os resultados qualitativos e quantitativos relativos às rebarbas. Em relação ao primeiro grupo (resultados

qualitativos), foram selecionadas imagens de MEV dos canais 1, 6 e 12, com comprimentos de usinagem de 0 mm a 15 mm, 75 mm a 90 mm e de 165 mm a 180 mm respectivamente, de forma a representar uma condição com a ferramenta nova, uma condição intermediária e uma condição final. As imagens são mostradas nas Figs. 4.15 e 4.16.

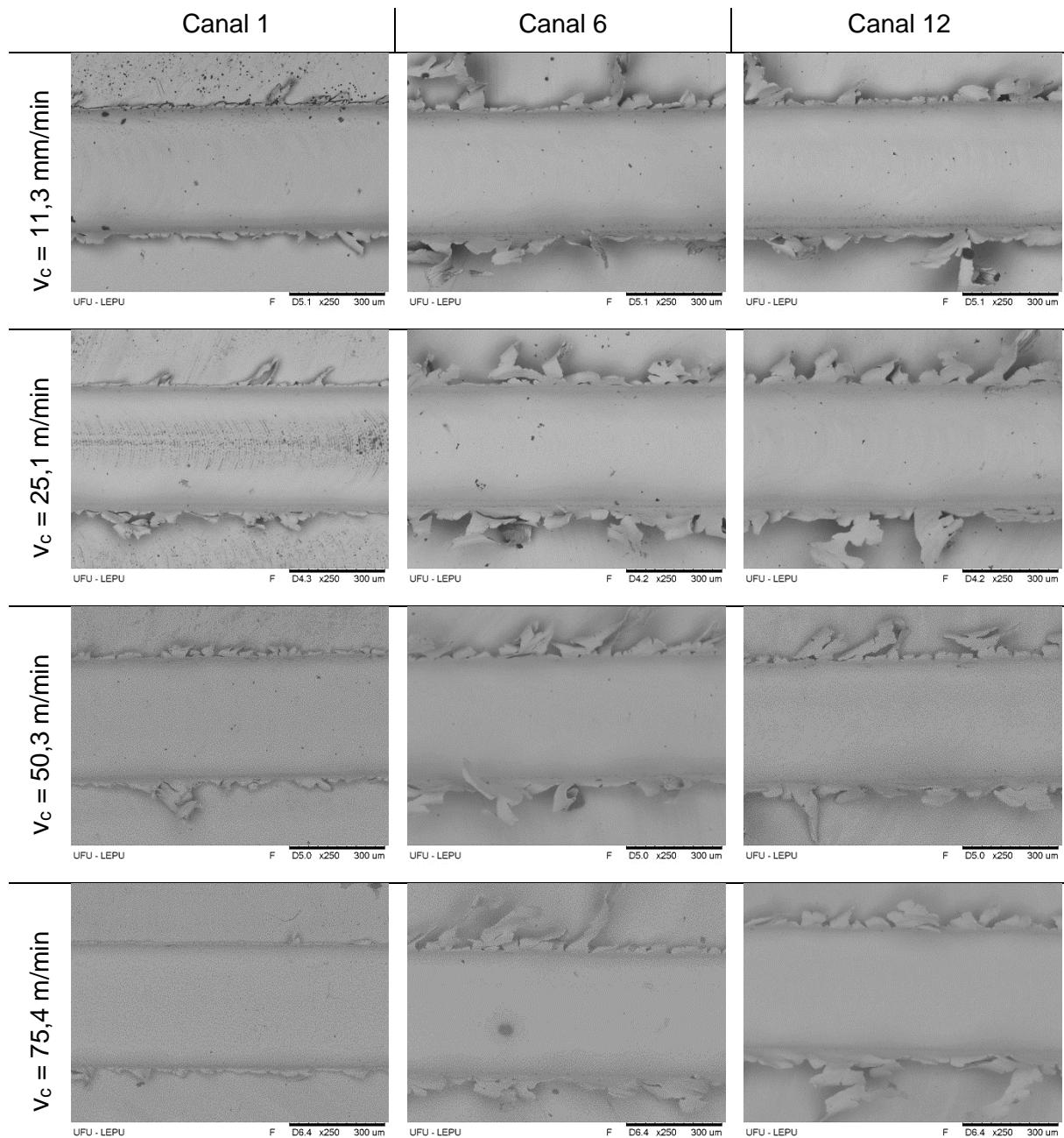


Figura 4.15 – Rebarbas nos canais após ensaios realizados com diferentes velocidades de corte.

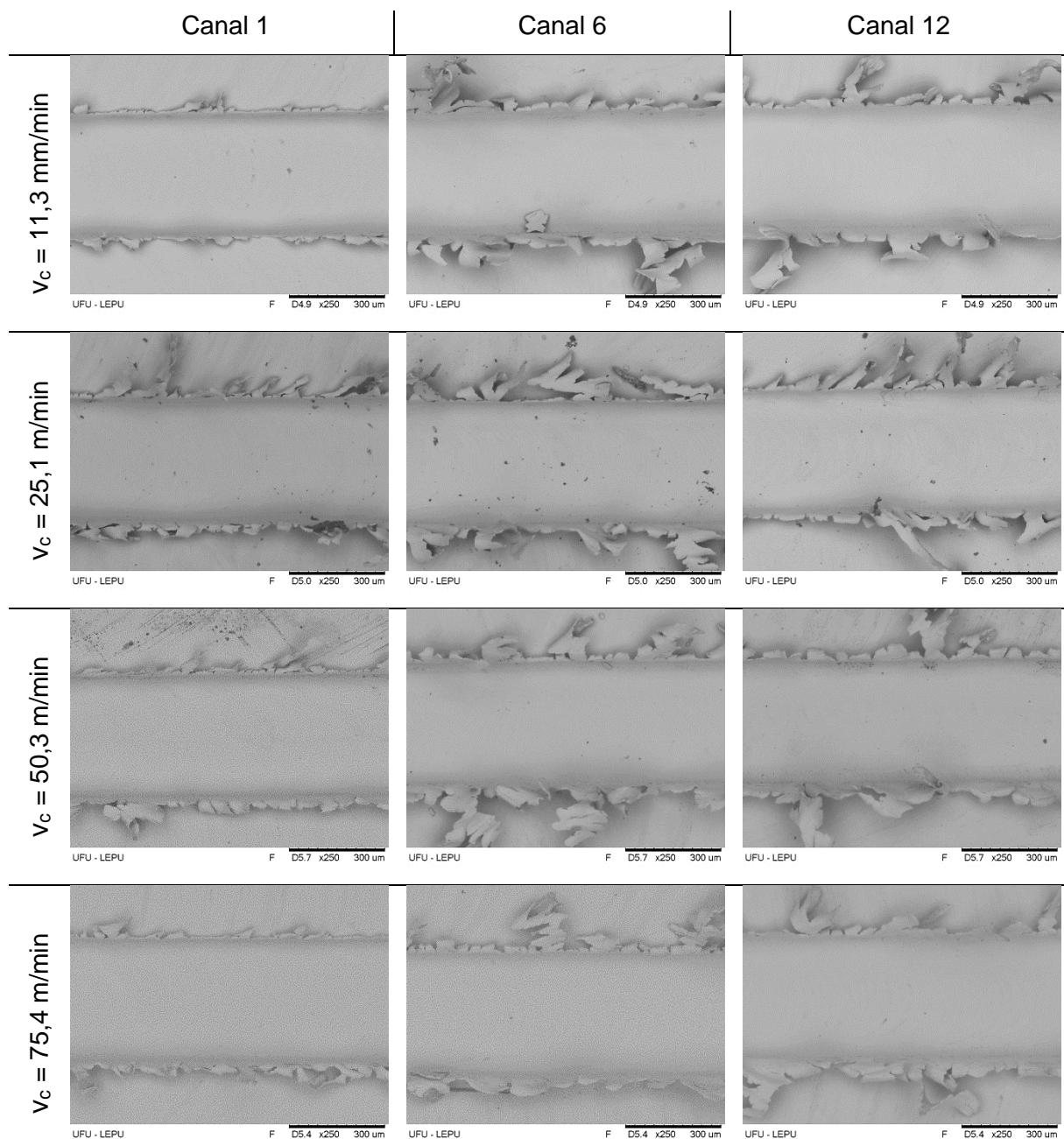


Figura 4.16 – Rebarbas nos canais após réplicas realizadas com diferentes velocidades de corte.

Ao observar as Figs. 4.15 e 4.16 algumas considerações gerais podem ser feitas: as rebarbas do primeiro canal possuem dimensões menores, entre o canal 6 (intermediário) e o canal 12 não há diferença significativa no tamanho e na geometria das rebarbas apresentadas.

Se for levada em consideração a velocidade de corte, é possível observar que a menor velocidade e a maior (11,3 m/min e 75,4 m/min) apresentaram em geral menores rebarbas.

E a condição de corte de 25,1 m/min foi a que qualitativamente apresentou as maiores rebarbas.

Os segmentos observados na rebarba estão relacionados ao acúmulo de material em sucessivas passagens dos dentes da ferramenta e são formadas pelo material que escoa quando a espessura de corte não é suficiente para gerar um cavaco. A rebarba final de grandes dimensões é o resultado deste processo, seu tamanho final dependerá da área de contato da cunha cortante com a peça, bem como da penetração de trabalho. Em relação ao avanço por dente, espera-se que quanto maior for, mais larga seja a região de deformação, o que permitirá sua remoção com a passagem do próximo dente e a formação de cavaco (PIQUARD et al., 2014).

Na Figura 4.17 é apresentado o aspecto da amostra após o microfresamento. No centro da imagem está o canal 9 do ensaio para $v_c = 50,3$ m/min. Já na Fig. 4.18 a) é possível observar uma rebarba de grandes dimensões na saída do canal 11, da réplica realizada com $v_c = 50,3$ m/min. É importante observar a formação das lamelas na rebarba, Fig. 4.18 b), similar ao que será apresentado para os cavacos no Item 4.8, deste Capítulo, indicando que seu processo de formação deve ser o explicado por Piquard et al. (2014).

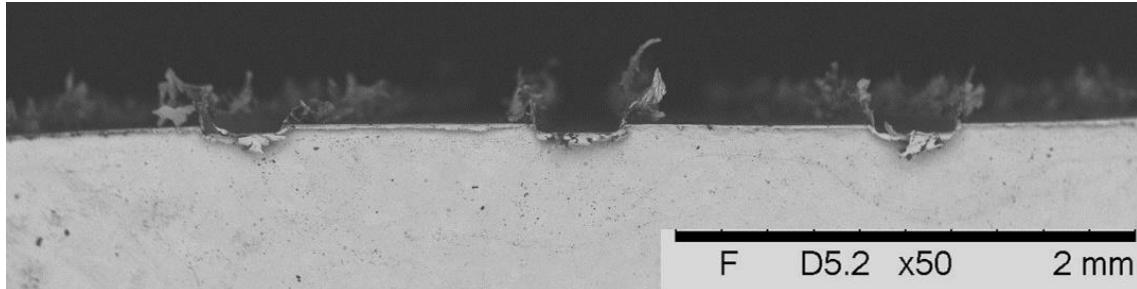


Figura 4.17 – Aspecto geral da rebarba na saída dos canais.

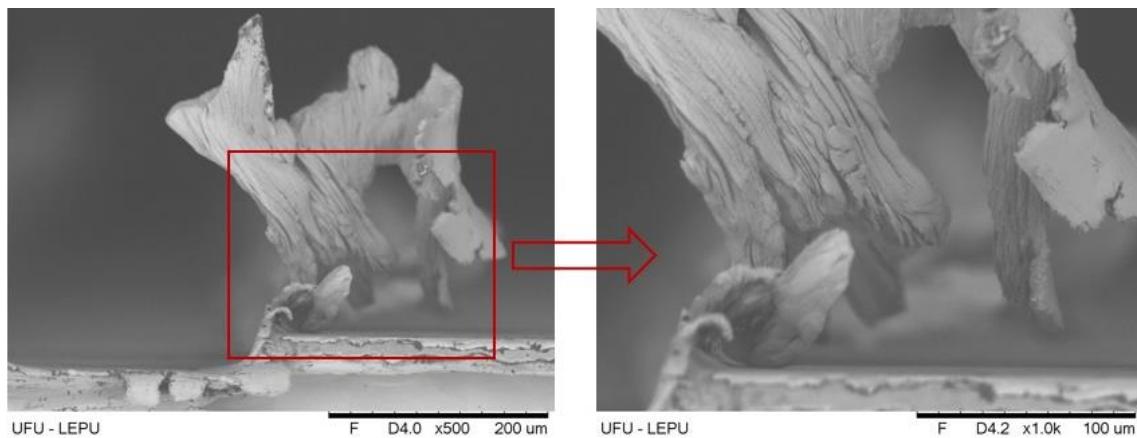


Figura 4.18 – Rebarba de grandes dimensões próximo à saída do canal.

Ainda em relação à Fig. 4.17, é possível perceber que há rebarbas de saída significativas. Na Figura 4.19 é mostrado em detalhe o canal central da Fig. 4.17, a partir dela é possível verificar que o tamanho da rebarba de saída chega a 60 µm, o que é 50% maior que a profundidade do canal, indicando grande acúmulo de material. Em relação às outras condições, os resultados de rebarba de saída foram similares.

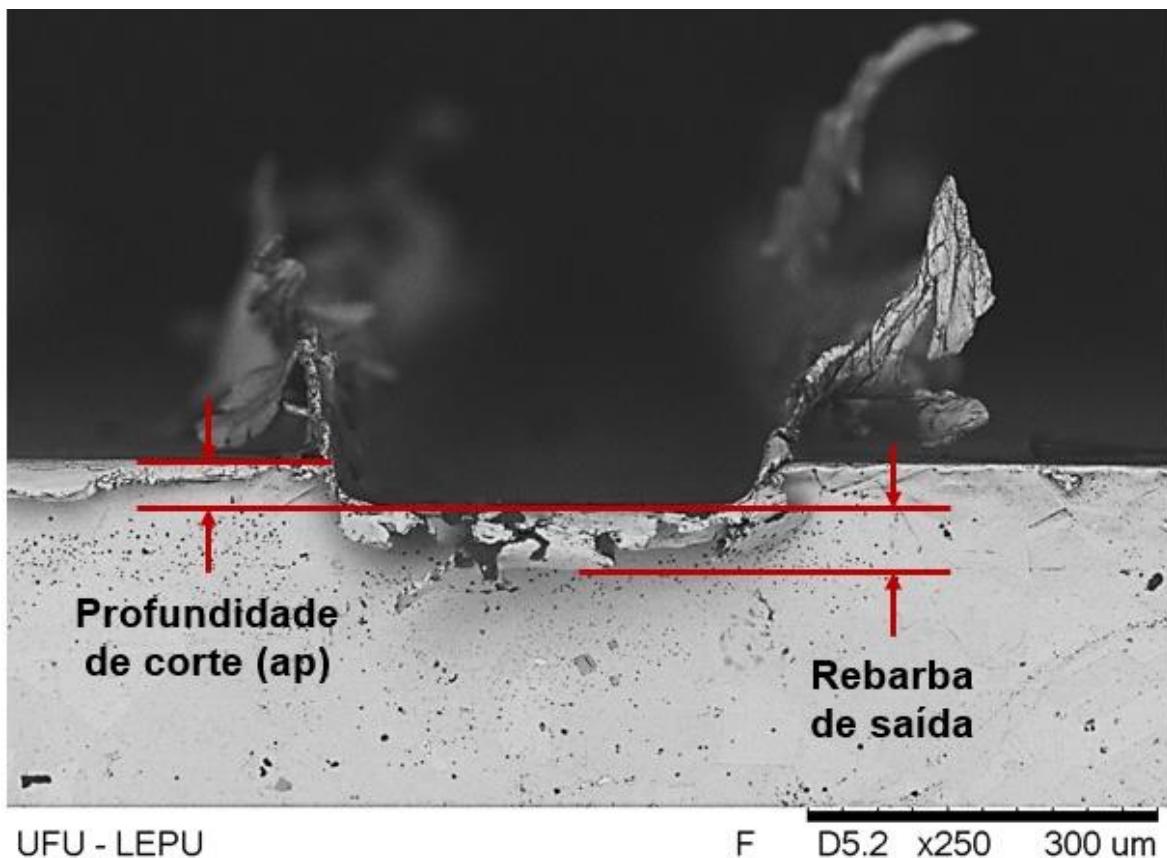


Figura 4.19 – Detalhe da rebarba da saída.

Além disso, na Fig. 4.19 é possível observar ao fundo as rebarbas laterais discordantes (lado direito) e concordantes (lado esquerdo) de grandes dimensões. Porém, a análise qualitativa não é suficiente para inferir sobre as rebarbas geradas. Desta forma, são apresentados agora os resultados das medições de altura das rebarbas.

Nas Figuras 4.20 a 4.23 são mostrados graficamente os valores obtidos através de 5 medições com seus respectivos desvios padrões (para o intervalo de confiança de 95,45%). Os resultados foram agrupados por velocidade de corte e as rebarbas concordante e discordante são apresentadas separadamente, uma vez que de acordo com a literatura seu tamanho e sua geometria diferem.

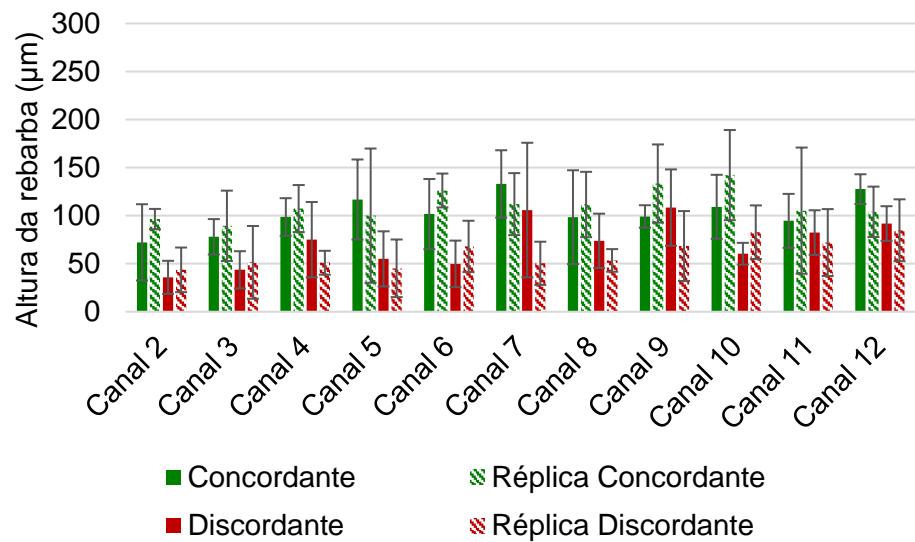


Figura 4.20 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 13,8$ m/min.

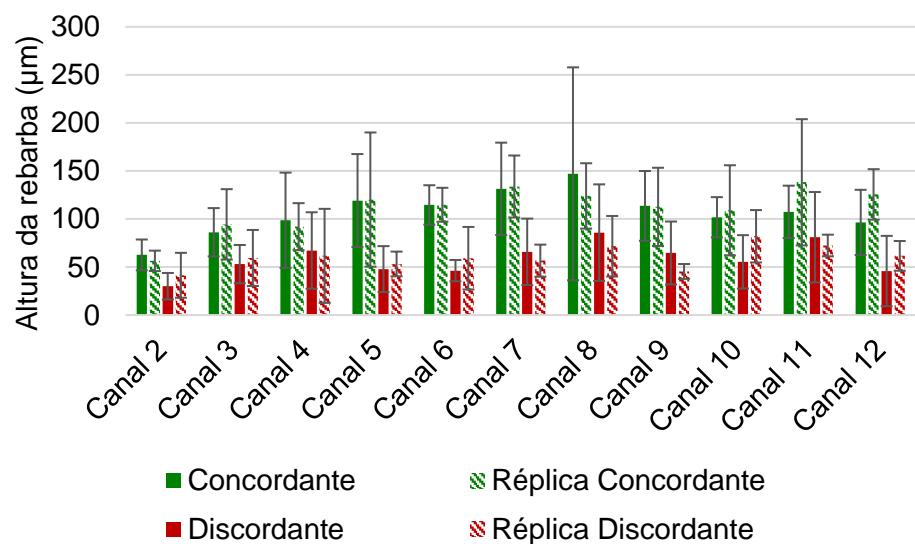


Figura 4.21 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 25,1$ m/min.

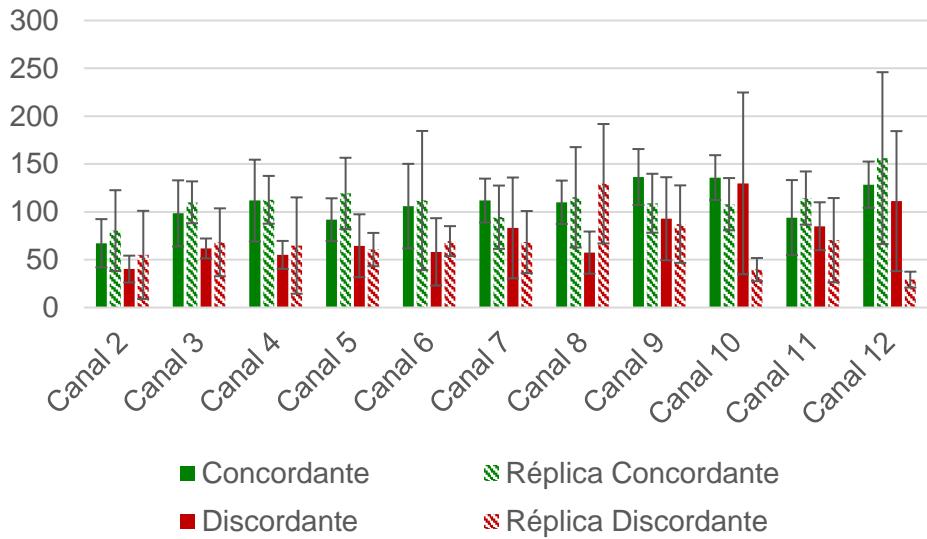


Figura 4.22 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 50,3$ m/min.

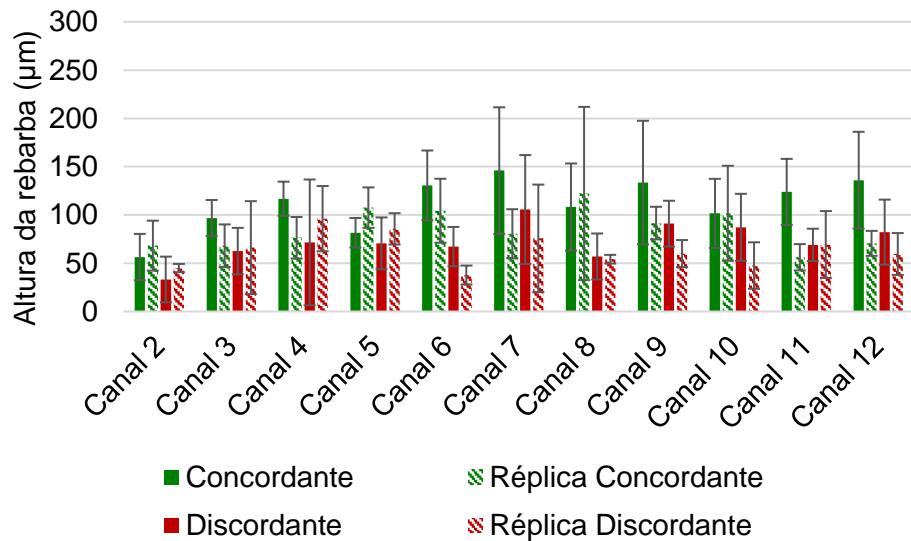


Figura 4.23 – Altura máxima de rebarba dos microcanais usinados com $v_c = 75,4$ m/min.

É importante ressaltar que os dados de altura de rebarba foram obtidos a partir do canal 2 devido a limitações do equipamento. No entanto para poder realizar a análise estatística completa foi adotado o valor de rebarba igual a 0 para o primeiro canal.

Ao comparar os gráficos de rugosidade Figs. 4.9 a 4.12 com os de altura da rebarba Figs. 4.20 a 4.23 é possível notar uma tendência de comportamento similar à da rugosidade. Para $v_c = 13,8$ m/min há um aumento na altura das rebarbas nos canais intermediários, assim como há um aumento da rugosidade nestes canais.

Para $v_c = 50,3$ m/min e $v_c = 75,4$ m/min foi possível observar o pico nos canais próximos à 7 e 8, seguida de redução e um aumento nas rebarbas dos canais finais. Já para

$v_c = 25,1 \text{ m/min}$ não foi possível observar essa tendência parecida entre a rugosidade e a rebarba.

Essa grande variação nos valores também foi observada por Aramcharoem e Mativenga (2009) ao microfresar aço endurecido. Eles observaram que as alturas das rebarbas variam em até $80 \mu\text{m}$. Os autores observaram ainda rebarbas menores no lado discordante. Em geral, neste trabalho, as rebarbas do lado discordante apresentaram menores dimensões. Além destes autores, Dos Santos et al. (2017) também obtiveram rebarbas maiores no lado concordante do canal, independente da condição de lubrificação, e ressaltaram que sem aplicação de fluido de corte a dimensão de ambas as rebarbas aumenta consideravelmente, mais de 4 vezes para a rebarba concordante.

Assim, como realizado para os resultados de rugosidade, para verificar se as correlações e se os aumentos observados graficamente são significativos, foi realizada a análise estatística dos dados, conforme mostrado na Tab. 4.2 e Figs. 4.24 e 4.25.

Tabela 4.2 – Análise de variância para os resultados de altura da rebarba concordante.

Fonte	Graus de liberdade	Valor-P
Canal	11	0,000
Velocidade de corte (m/min)	3	0,207
Canal*Velocidade de corte (m/min)	33	0,916

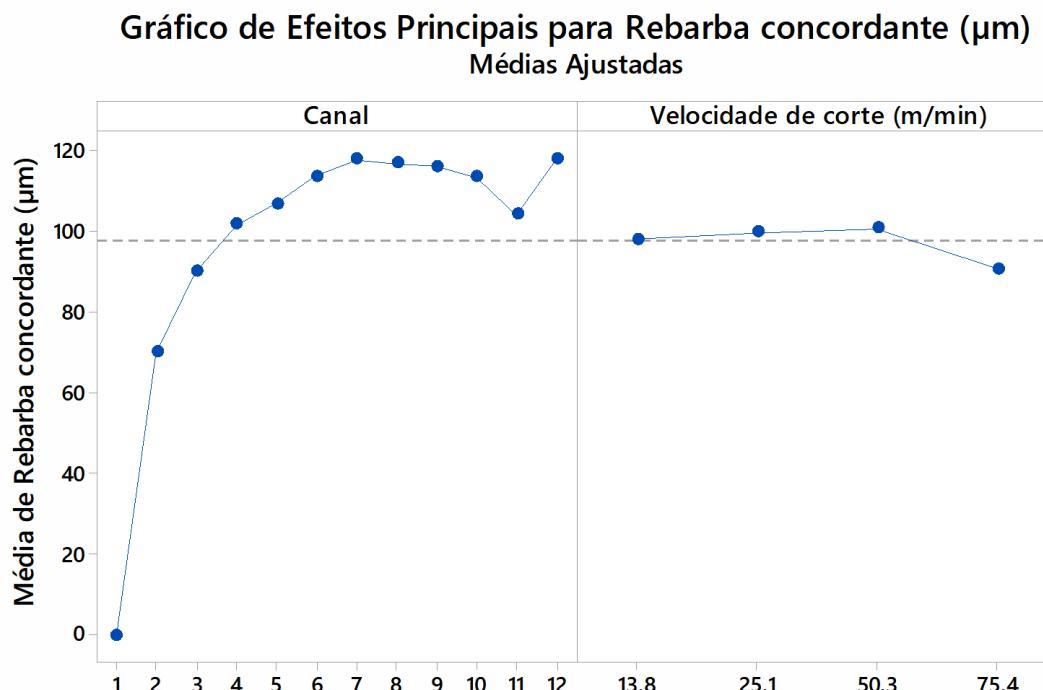


Figura 4.24 – Influência estatística dos parâmetros no valor da rebarba concordante.

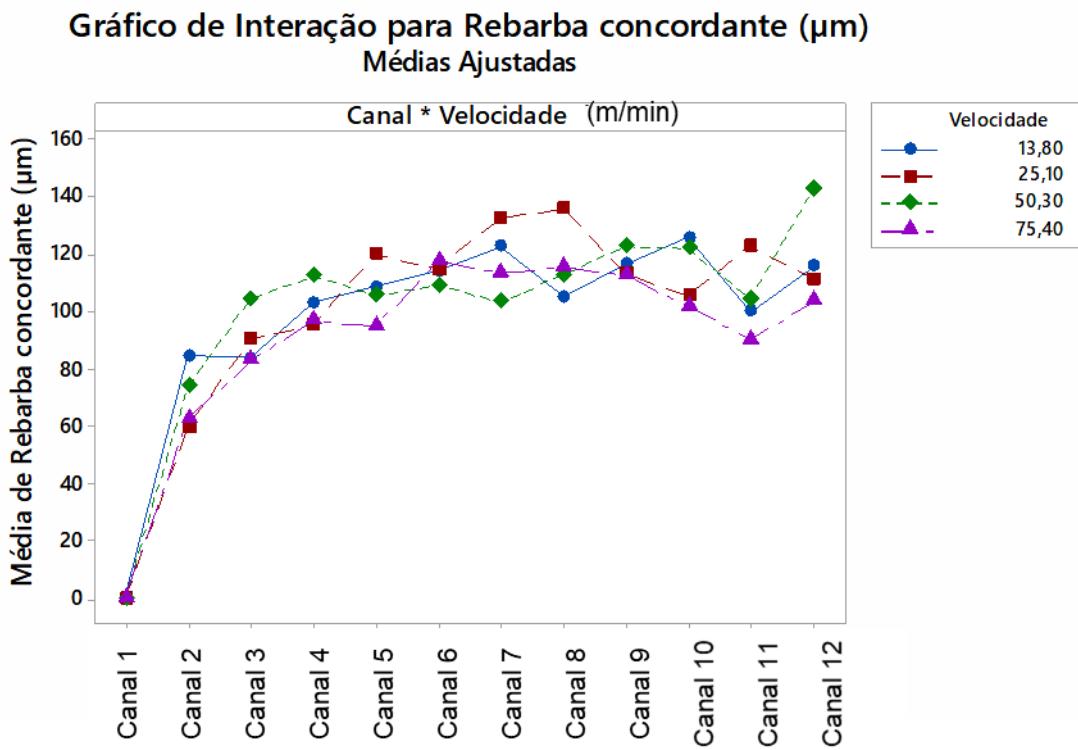


Figura 4.25 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor da rebarba concordante.

A partir das análises estatísticas foi possível verificar que a rebarba é extremamente dependente (valor-P = 0,000) do comprimento usinado (representado pelo número do canal), que por sua vez representa o desgaste da microfresa e não tem influência significativa da velocidade de corte.

Kumar et al. (2017), ao compararem resultados experimentais com computacionais relativos ao microfresamento, também observaram uma redução na altura da rebarba com a rotação para o Ti-6Al-4V. Neste trabalho a redução, foi menor que 10 μm , considerando todos os canais, Fig. 4.24 parte direita, o que pode estar relacionado ao material da peça.

Além disso, na Fig. 4.24 à esquerda e na Fig. 4.25, é possível perceber de maneira clara a tendência de um pico na altura das rebarbas próximo ao canal 7, similar à rugosidade, há ainda um aumento na altura da rebarba no último canal.

Será realizada agora a mesma análise estatística para as rebarbas discordantes, para verificar se o comportamento é similar. Na Tab. 4.3 pode-se observar os valores P e nas Figs. 4.26 e 4.27 os resultados gráficos da influência dos fatores e da influência combinada dos fatores, respectivamente.

Tabela 4.3 – Análise de variância para os resultados de altura da rebarba discordante.

Fonte	Graus de liberdade	Valor-P
Canal	11	0,000
Velocidade de corte (m/min)	3	0,207
Canal*Velocidade de corte (m/min)	33	0,916

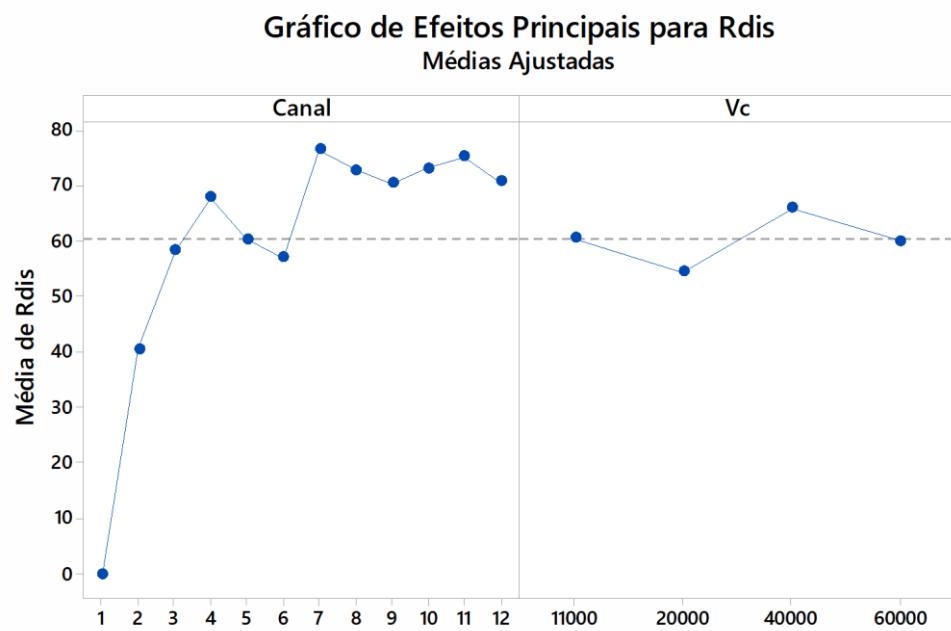


Figura 4.26 – Influência estatística dos parâmetros no valor da rebarba concordante.

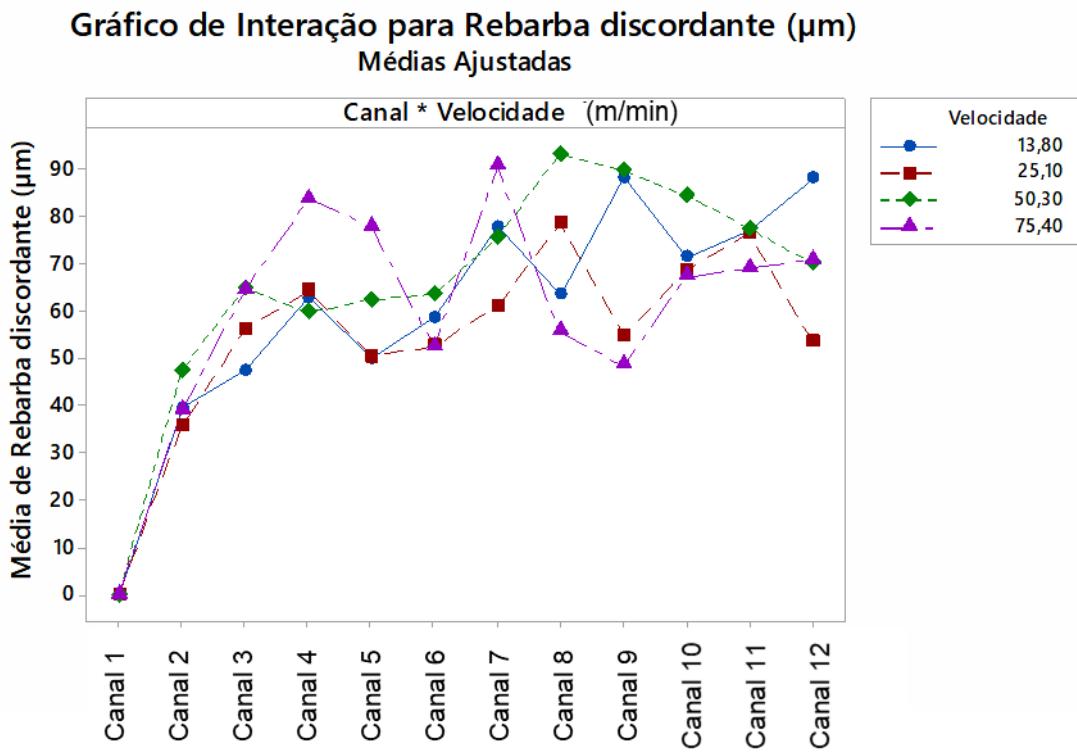


Figura 4.27 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor da rebarba concordante.

Um fato que chama a atenção na Fig. 4.26 é que, em relação à velocidade de corte, as menores rebarbas no lado discordante foram obtidas para $v_c = 25,1 \text{ m/min}$, velocidade que na análise qualitativa foi uma das condições com maiores rebarbas e a segunda maior em termos de rebarba concordante.

Os resultados estatísticos mostrados na Tab. 4.3 novamente apontam que a rebarba é extremamente dependente do canal usinado, conforme esperado. No entanto, neste trabalho as rebarbas não sofreram influência estatisticamente da velocidade de corte.

4.5 Desgaste das microfresas

Neste item serão apresentadas as imagens das microfresas desgastadas para avaliação dos mecanismos de desgaste e em seguida os resultados quantitativos. As condições finais das microfresas após um comprimento total usinado de 180 mm podem ser observadas na Fig. 4.28.

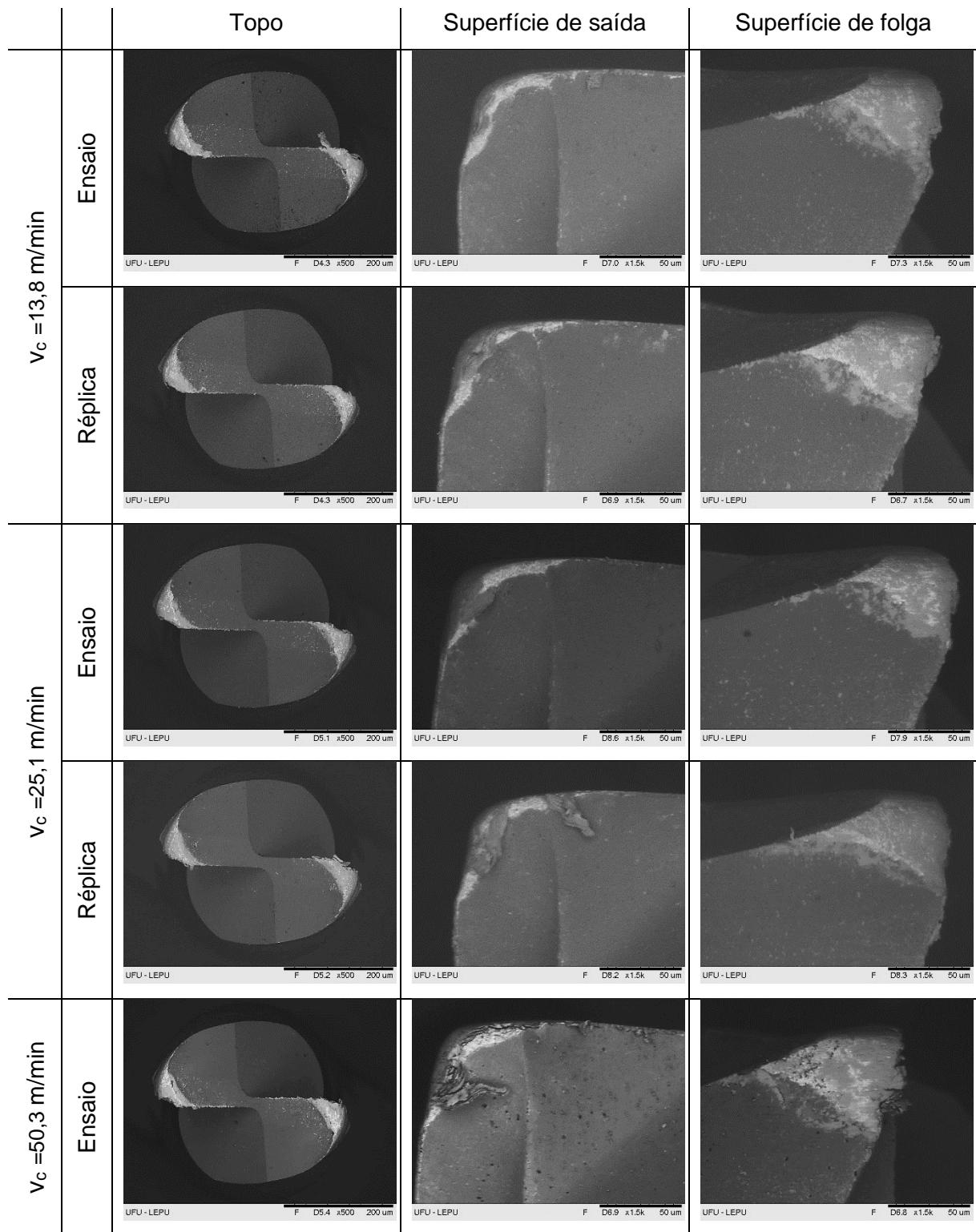
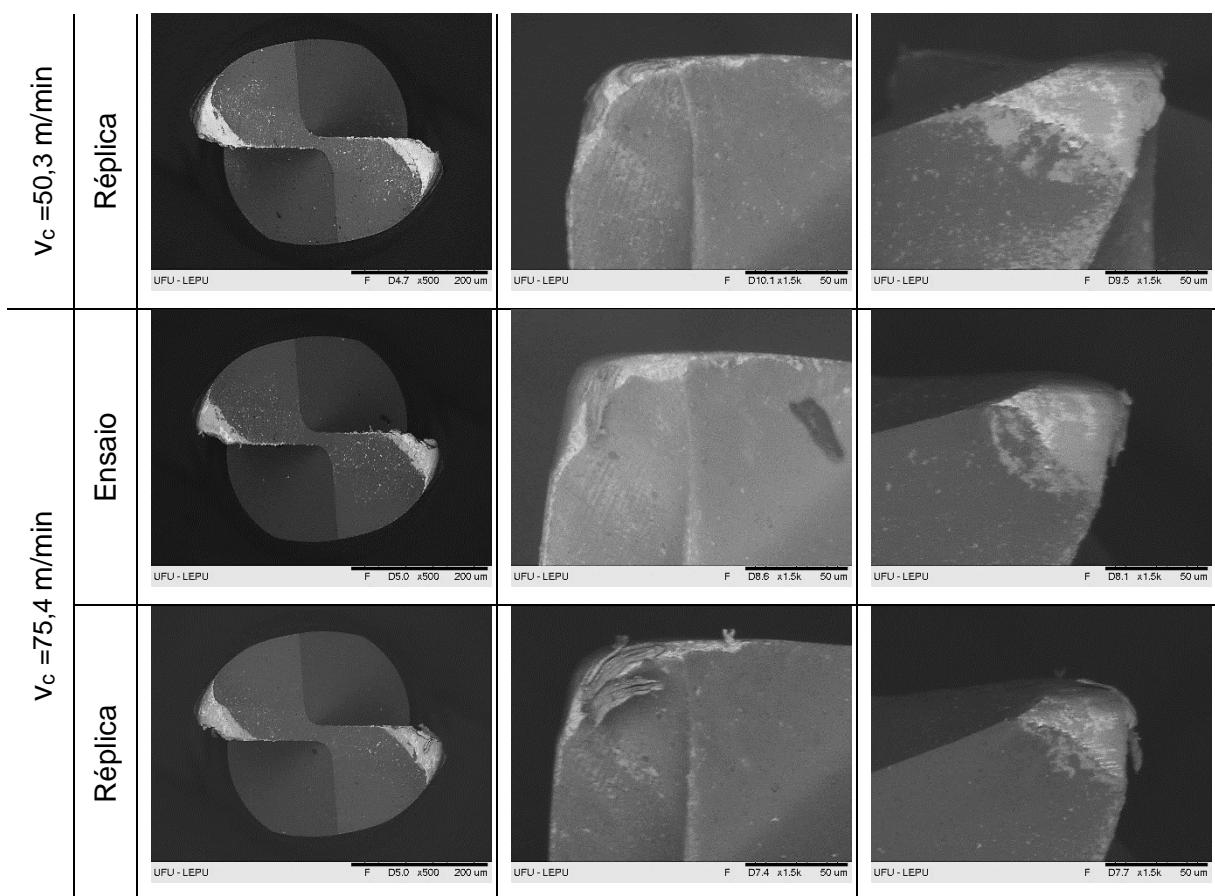
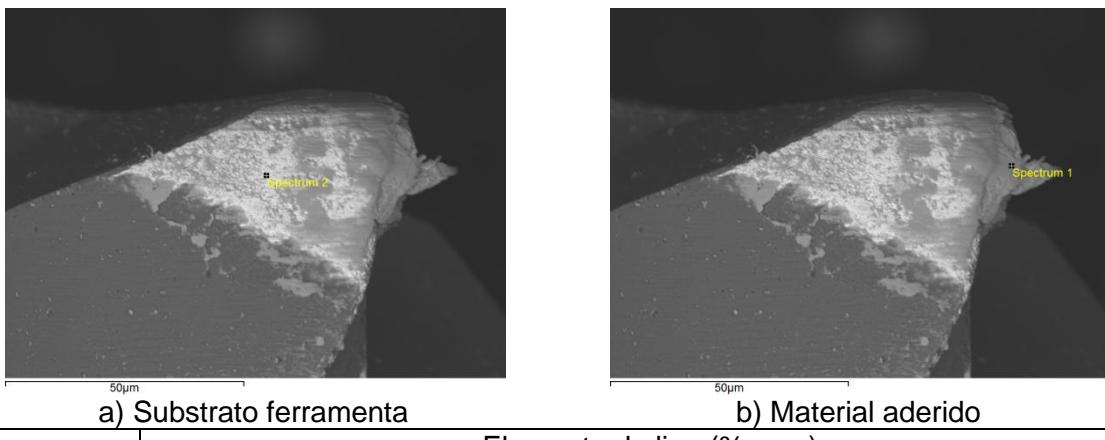


Figura 4.28 – Microfresas após usinhar 180 mm.



Continuação da Figura 4.28 – Microfresas após usiná 180 mm.

Dentre os efeitos que podem ser observados na Fig. 4.28, destaca-se a presença de material da amostra aderido na ferramenta de corte, comprovado por EDS, Fig. 4.29. Este tipo de adesão também pode ser observado no macrofresamento Razak et al. (2016).



a) Substrato ferramenta

b) Material aderido

Amostra	Elemento de liga (%peso)									
	C	Al	O	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Co
Substrato ferramenta	21,2	-	2,3	0,3	2,6	1,6	4,1	-	47,2	20,7
Material aderido	26,6	0,5	3,1	0,8	12,6	14,0	38,6	3,8	-	-

Figura 4.29 – Resultados de EDS do material aderido na ferramenta após os ensaios.

As microfresas após os ensaios a seco, conforme apresentado no Item 2.1, apresentaram: arredondamento da aresta de corte, destacamento do revestimento, *attrition*, formação de APC e lascamentos. Houve também grande desgaste de flanco, tanto na superfície de folga principal quanto na superfície secundária de corte. Já as microfresas utilizadas na presença de fluido de corte não apresentam lascamentos e houve uma redução significativa de material aderido.

Apesar de haver arredondamento da ponta de corte, a aresta principal apresentou desgastes menos proeminentes do que a aresta secundária e a superfície de folga da microfresa. O pequeno desgaste da aresta principal de corte em relação ao desgaste da aresta secundária de corte, pode estar relacionado à geometria da microfresa (principalmente ao ângulo de posição secundário) e sua relação com o material e os parâmetros adotados durante o corte.

Através de resultados de simulação, pôde-se observar que ambas as arestas de corte geravam cavacos, Figs. 4.30 e 4.31, sendo que os cavacos da aresta secundária possuíam maior espessura e devem estar diretamente relacionados ao comportamento do desgaste das microfresas.

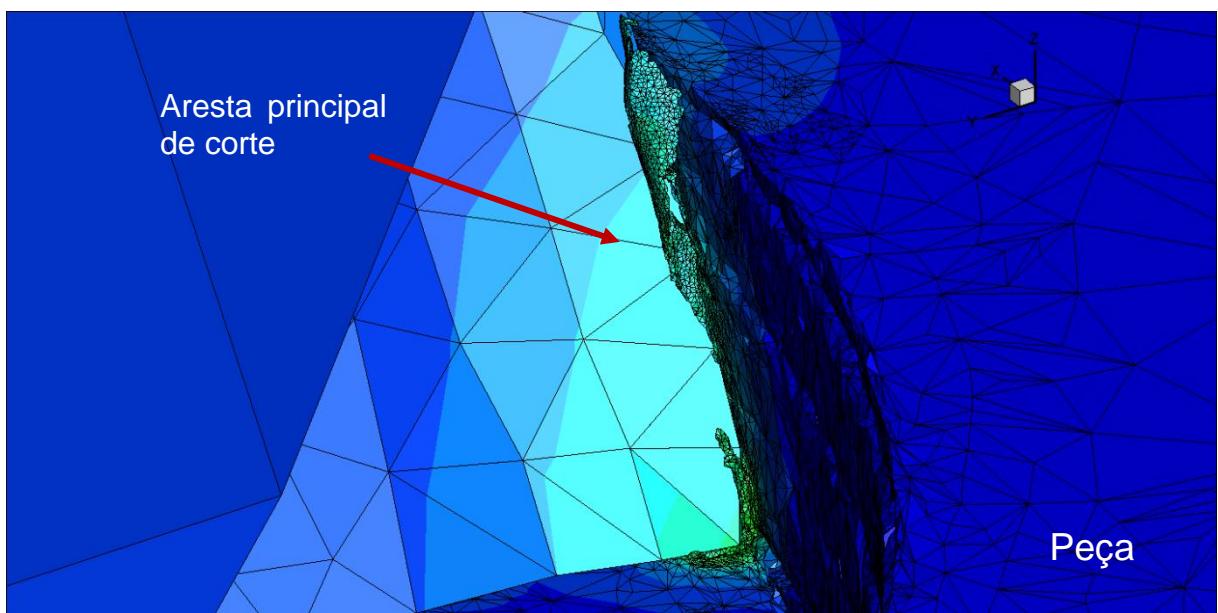


Figura 4.30 – Formação de cavaco na aresta principal de corte da microfresa.

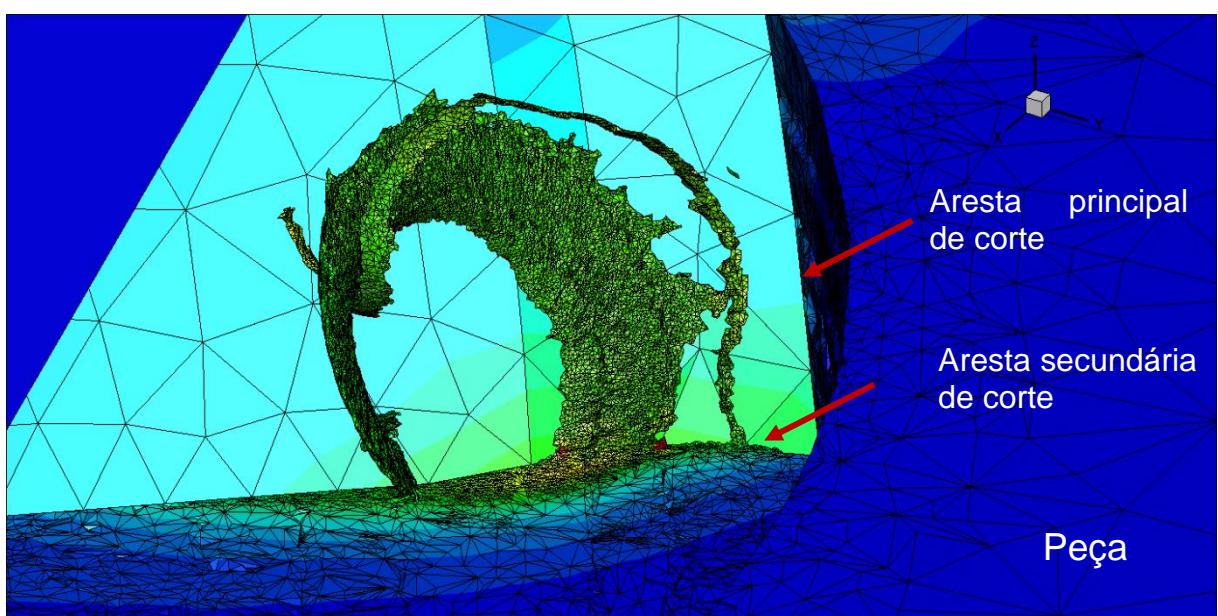


Figura 4.31 – Formação de cavaco na aresta secundária de corte da microfresa.

Este tipo de resultado comprova que existe grande contato do material da peça com a superfície de folga secundária indicando que o ângulo de posição secundário da ferramenta está inadequado (pequeno). Este fenômeno é visível de forma mais acentuada nos ensaios a seco, onde é possível observar o desgaste através da perda do revestimento em quase toda a extensão da aresta secundária de corte, Fig. 4.1 (setas roxas).

Para complementar a discussão, serão apresentados agora os resultados quantitativos do desgaste, obtidos de acordo com a metodologia apresentada no Capítulo III, Item 3.6.2,

sobre medição de desgaste a partir dos canais. Assim como realizado para rugosidade e altura da rebarba, eles serão apresentados agrupados pela velocidade de corte, nas Figs. 4.32 a 4.35.

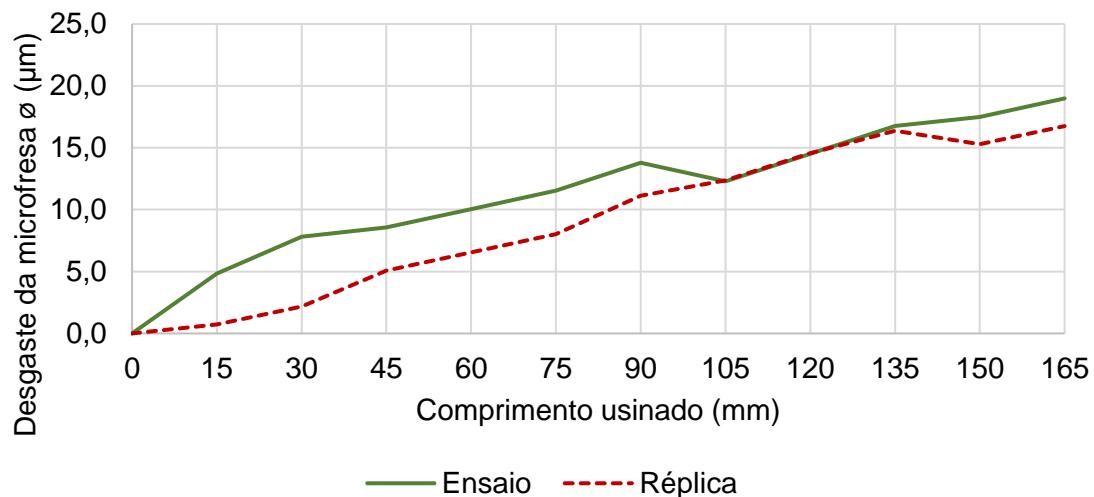


Figura 4.32 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 13,8$ m/min.

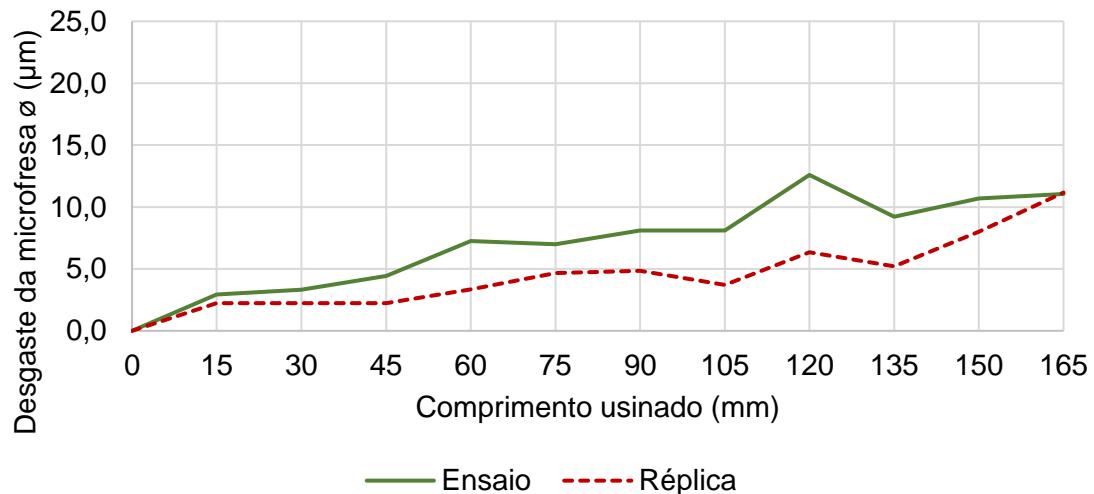


Figura 4.33 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 25,1$ m/min.

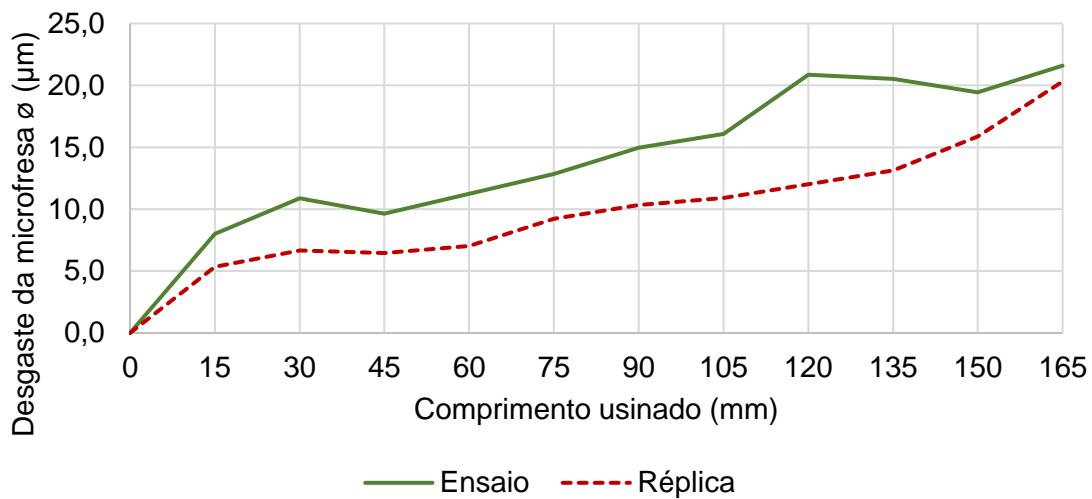


Figura 4.34 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 50,3 \text{ m/min}$.

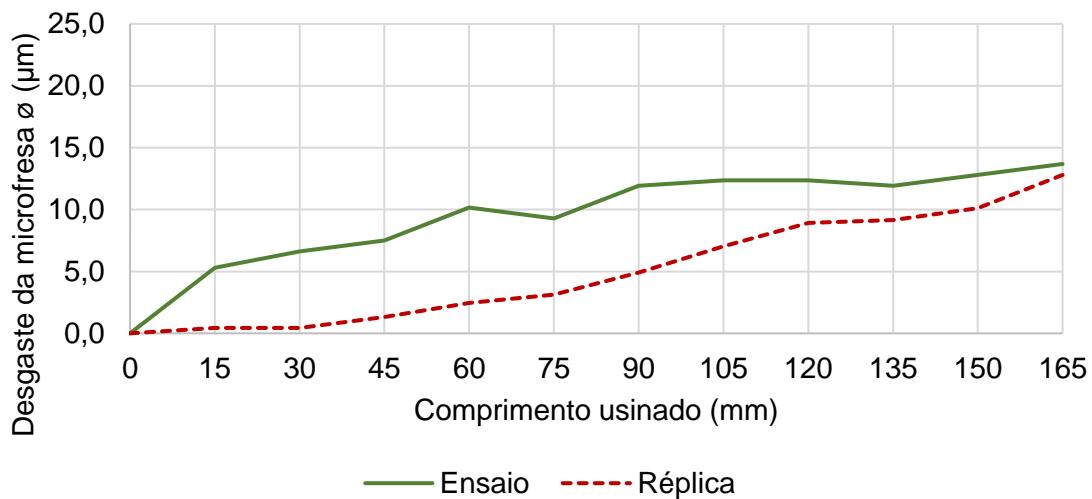


Figura 4.35 – Desgaste da microfresa ao usinar com $v_c = 75,4 \text{ m/min}$.

Observando as Figs. 4.32 a 4.35 é possível verificar que apesar de pequenos desvios, a réplica teve comportamento similar ao ensaio, no que diz respeito ao desgaste. Além disso, pode-se perceber que as microfresas que usinaram com $v_c = 25,1 \text{ m/min}$ e $v_c = 75,4 \text{ m/min}$ desgastaram aproximadamente 5 µm menos que as que usinaram em outras condições, de maneira comparativa esta variação é de aproximadamente 25% a menos em desgaste diametral.

O comportamento padrão de curvas de desgaste, que são normalmente observados em processos convencionais, pôde ser observado para a velocidade $v_c = 50,3 \text{ m/min}$, onde é possível verificar no início do corte uma região de maior desgaste onde há a acomodação do sistema, seguida de uma região com baixas taxas de desgaste e por fim uma região final onde

as taxas de desgaste aumentam, Fig. 4.34. Os testes nas demais velocidades de corte não evidenciam este comportamento.

É possível ainda observar que algumas curvas apresentam uma aparente redução no desgaste, isto ocorre usualmente devido ao material aderido na ferramenta ou APC. Neste trabalho como foi medido o canal e não a ferramenta, isto significa que este material aderido possivelmente era APC e não uma simples adesão, uma vez que ele foi capaz de usinar.

De acordo com Thepsonthi et al. (2015), a formação da APC no microfresamento pode estar vinculada a um desgaste prévio da microfresa, o que pode ser o motivo dessa região de divergência aparecer nos canais finais dos ensaios. No entanto, como será mostrado no Item 4.6, deste Capítulo, há pouca presença de material aderido na superfície, sendo difícil a comprovação da formação de APC. Desta forma, outro fator que pode ter gerado essa aparente redução no desgaste é o batimento dinâmico da microferramenta. O batimento faz com que o centro da ferramenta percorra uma trajetória radial, o que poderia gerar um canal aparentemente maior. Sabe-se que este é um parâmetro que depende fortemente da velocidade de rotação (NAHATA et al., 2018a). Entre as maiores fontes externas de batimento, podem ser citadas: a pinça, vibrações externas e variações térmicas no fuso (NAHATA et al., 2018b). Neste trabalho, a pinça foi mantida constante e a microfresadora mantida em uma mesa inercial, no entanto, apesar do uso de ar comprimido para refrigerar, e de todos os ensaios terem sido realizados a $20\pm2^{\circ}\text{C}$, é possível que o aquecimento do fuso possa estar relacionado com essa diferença. O desgaste da microfresa também exerce influência nas vibrações do sistema.

Assim como o realizado para as outras variáveis, foi realizada uma análise estatística para os valores de desgaste, Tab. 4.4, Figs. 4.36 e 4.37, onde o comprimento usinado será representado pelo número do canal, considerando a entrada. Desta forma: o primeiro canal representa 0 mm, o segundo 15 mm, o terceiro 30 mm de comprimento usinado e assim sucessivamente.

Tabela 4.4 – Análise de variância para os resultados de desgaste da microfresa.

Fonte	Graus de liberdade	Valor-P
Canal	11	0,000
Velocidade de corte (m/min)	3	0,000
Canal*Velocidade de corte (m/min)	33	0,968

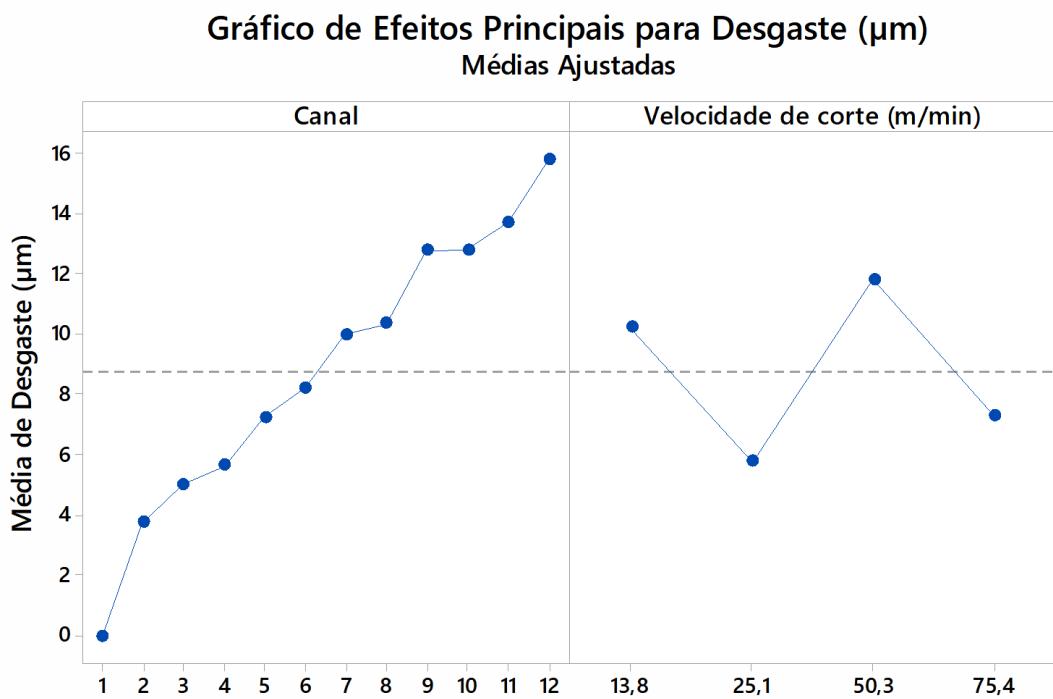


Figura 4.36 – Influência estatística dos parâmetros no valor do desgaste da microfresa.

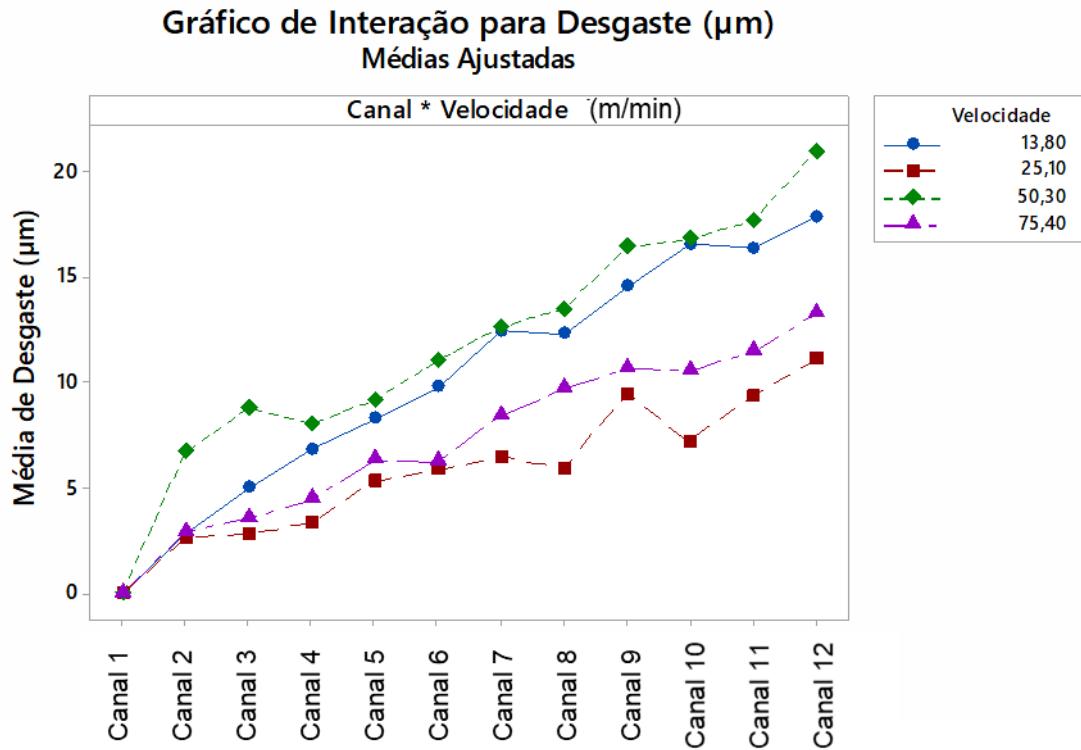


Figura 4.37 – Influência estatística combinada dos parâmetros no valor do desgaste da microfresa.

Das análises estatísticas verificou-se que tanto o comprimento usinado quanto a velocidade de corte influenciaram no desgaste.

Na velocidade de corte de 50,3 m/min, condição que apresentou um comportamento usual para curva de desgaste, Fig. 4.34, também foi o que apresentou maior desgaste ao se observar as Figs. 4.36 e 4.37. Para esta condição também foram obtidas as maiores rebarbas mas as menores rugosidades.

As menores rugosidades podem estar relacionadas a uma boa capacidade de corte, ou seja, a própria aresta principal da ferramenta realizou o corte, o que gerou uma superfície mais uniforme no fundo do canal. Esse corte adequado fez que com mais material fosse acumulado na superfície de saída, propiciando a formação de rebarbas de Poisson que possuem maiores dimensões.

O comportamento do desgaste para as condições onde se utilizou as velocidades de corte de 25,1 m/min e 75,4 m/min sugerem que uma possível APC estável, que deixaria pouco material aderido no canal e reduziria o desgaste da microfresa, sua possível formação também pode ser evidenciada pelos maiores valores de rugosidade (ao comparar com as condições quando se utilizou 50,3 m/min) e as menores rebarbas.

Conforme comentado no Capítulo 2, na microusinagem ainda não há um consenso sobre um critério para determinar o fim de vida da ferramenta, como existe para usinagem macro. Apesar da divergência entre os autores, Filiz et al., (2007), Dos Santos (2016) e Gomes (2019) propuseram valores similares para o critério de fim de vida quando a metodologia de medição de desgaste foi através da redução do diâmetro da ferramenta. Este valor se aproxima de 3% do diâmetro da microfresa, o que neste estudo significa um desgaste de 12 μm .

Levando em consideração o critério de fim de vida sugerido acima, o desempenho das microfresas em função do comprimento usinado pode ser avaliado conforme o apresentado na Tab. 4.5.

Tabela 4.5 – Comprimento usinado até o fim de vida da microfresa.

Velocidade de corte (m/min)	Ensaio / Réplica	Desgaste medido (μm)	Comprimento usinado (mm)
50,3	Ensaio	12,9	75
13,8	Ensaio	13,8	90
13,8	Réplica	12,4	105
75,4	Ensaio	12,4	105
50,3	Réplica	12,0	120
75,4	Réplica	12,8	165
25,1	Ensaio	11,0	165
25,1	Réplica	11,2	165

Dentre os resultados observados na Tab. 4.5, destacam-se os resultados obtidos para a velocidade de corte de 25,1 m/min, em que as microfresas não chegaram ao final de vida mesmo após usinarem 165 mm, o que vai de acordo com o mostrado nas Figs. 4.33, 4.37 e 4.38. Além disso, pode-se enfatizar o resultado pouco satisfatório da menor velocidade de corte, que apresentou o segundo e o terceiro menores comprimentos usinados, antes de atingirem o fim de vida.

Estes resultados são ainda mais expressivos quando comparados com os resultados de desgaste obtidos após microfresamento a seco, Fig. 4.3, onde a ferramenta superou o critério de fim de vida após usinar apenas 15 mm ($f_z = 0,1 \mu\text{m}$ e $v_c = 50,3 \text{ m/min}$). Para o mesmo comprimento usinado (15 mm) o parâmetro $f_z = 5,0 \mu\text{m}$ e $v_c = 25,1 \text{ m/min}$ (igual ao do melhor resultado com fluido de corte) apresentou um desgaste de 10,3 μm .

Ao usinar com fluido de corte a ferramenta apresentou um desgaste de 10,7 μm em um comprimento de microusinagem de 150 mm, comparando com o desgaste de 10,3 μm ao usinar 15 mm, a seco, há um aumento de praticamente 1000% no comprimento usinado.

Para as outras velocidades de corte com $f_z = 5,0 \mu\text{m}$, de maneira mais direta os resultados são mostrados na Tab. 4.6.

Tabela 4.6 – Ganho em comprimento de corte microusinado, comparação entre ensaios com fluido e a seco.

Atmosfera	Velocidade (m/min)	Comprimento usinado (mm)	Desgaste medido (μm)	Ganho (%)
A seco	25,1	15	10,3	1000
Com fluido		150	10,7	
A seco	50,3	15	8,8	500
Com fluido		75	9,2	
A seco	75,4	15	10,2	1000
Com fluido		150	10,1	

Os maiores ganhos em aumento na vida da ferramenta, foram para as velocidades com menores desgastes, Fig. 4.36, que são $v_c = 25,1 \text{ m/min}$ e $v_c = 75,4 \text{ m/min}$. Estes resultados comprovam os benefícios do uso de fluido de corte, propostos no Item 4.2, deste Capítulo.

4.6 Qualidade da superfície

Para exemplificar a influência do número de canais na qualidade da superfície, Fig. 4.38, foi selecionado ensaio para velocidade de corte de 50,3 m/min que foi o parâmetro estudado que apresentou menores valores de rugosidade média, Fig. 4.13.

Vale ressaltar que, apesar da diferença nas medições dos parâmetros apresentados até agora, as características gerais dos canais ao se analisar via imagens de MEV foi muito similar para todas as condições testadas.

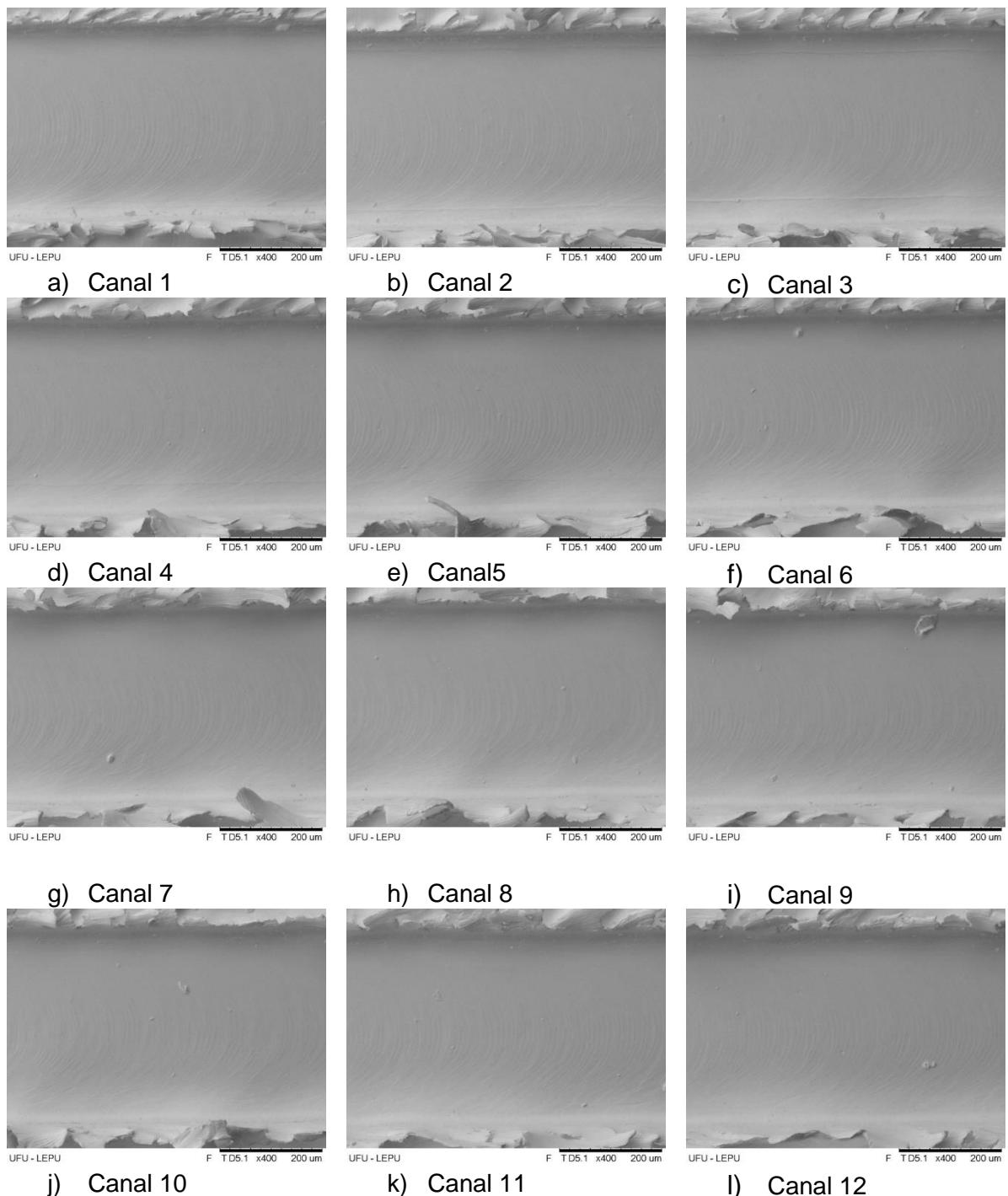


Figura 4.38 – Exemplo da evolução da qualidade dos canais para o ensaio com $v_c = 50,3 \text{ m/min.}$

Na Figura. 4.38, é possível observar que alguns canais apresentam uma marca paralela à parede do canal, principalmente no lado concordante. Ahmadi et al. (2018), observaram que o fresamento concordante gerou uma textura diferente que o discordante na amostra de Ti-6Al-4V. Eles constataram que o lado concordante apresentava maior deformação compressiva do que o discordante para o microfresamento. O que pode explicar o fato de a marca do desgaste da ferramenta ser mais evidenciado no lado concordante da amostra, como nas Figs 4.38 c), d) e e). Na Figura 4.39 são mostrados detalhes da Fig. 4.38 d).

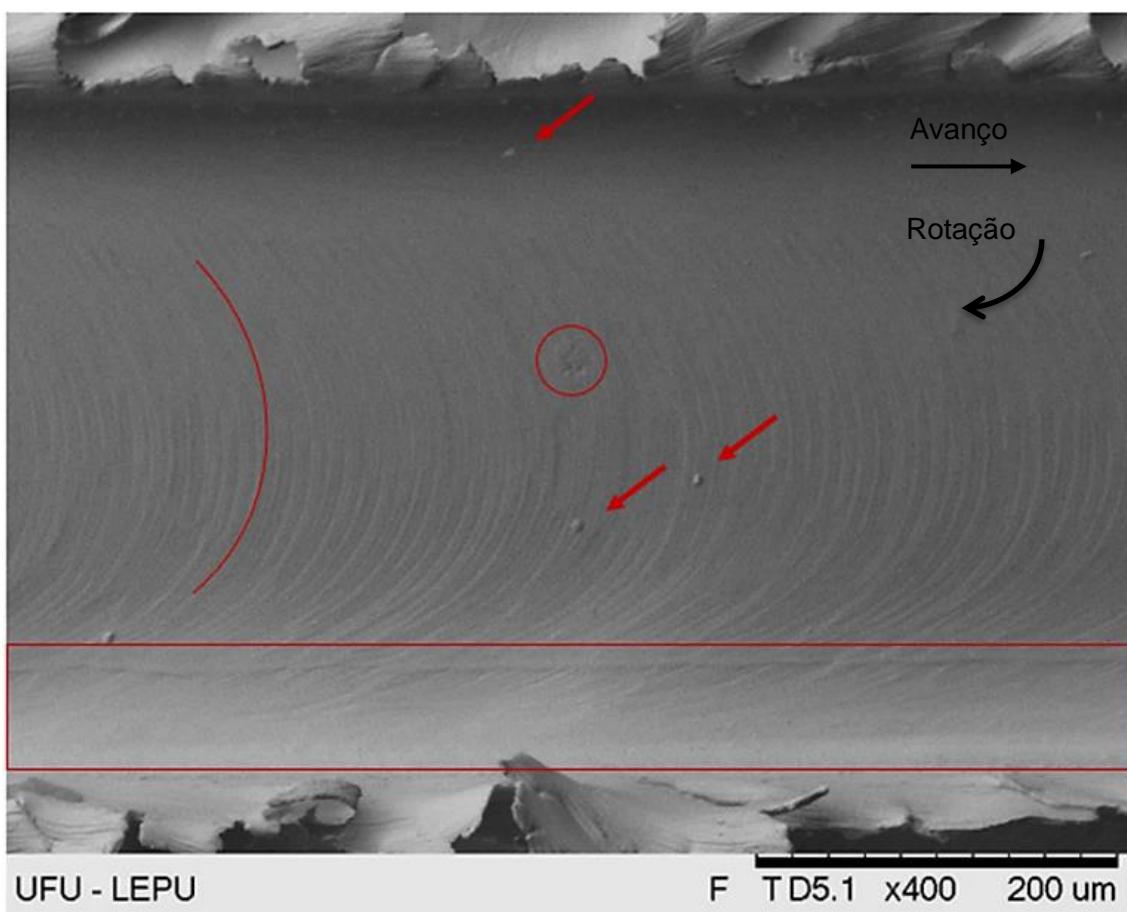


Figura 4.39 – Detalhes da qualidade do canal 4 com $v_c = 50,3$ m/min.

Na Figura 4.23, as setas apontam para material aderido na superfície, a região circundada apresentou um pequeno destacamento de material, o arco representa as marcas de avanço deixadas pela ferramenta. Na região do retângulo é possível observar uma marca paralela à borda do canal, esta marca é proveniente do desgaste da aresta secundária da microfresa. A Figura 4.40 foi elaborada, sobrepondo a imagem de uma microfresa, de forma a facilitar a compreensão.

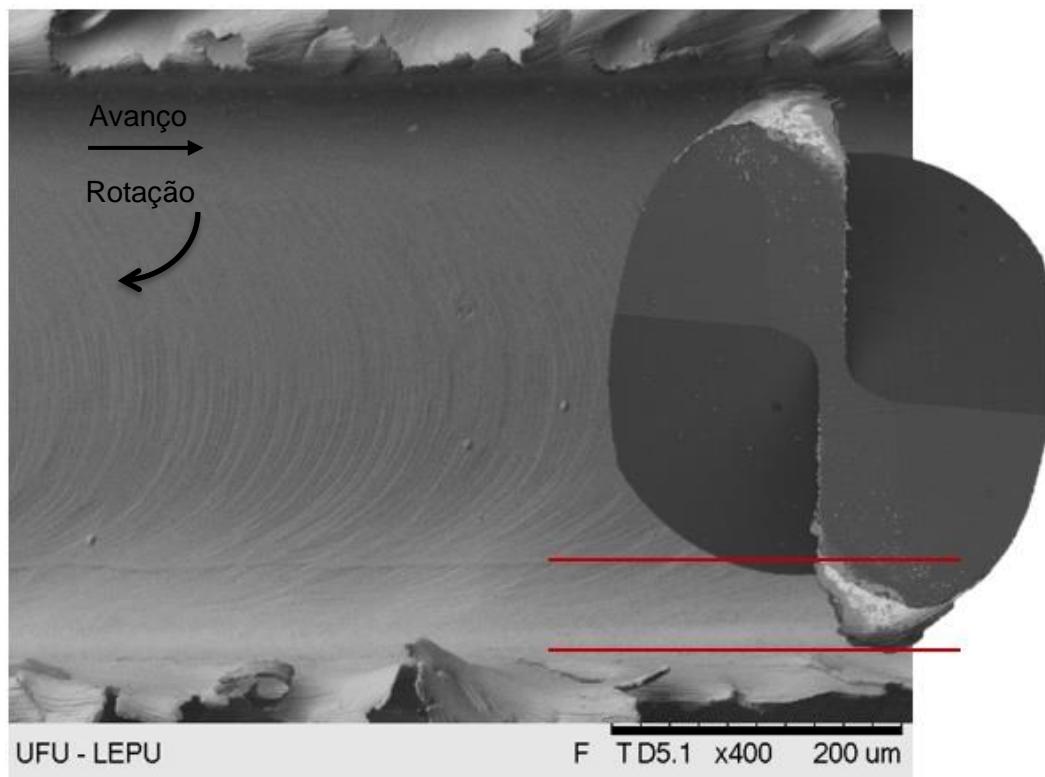


Figura 4.40 – Esquema comparando o desgaste secundário da microfresa com a marca de desgaste no canal.

Através das imagens das Fig. 4.38 a Fig. 4.40, assim como as outras imagens da superfície dos canais que foram omitidas devido ao grande volume, mais de 1 500 imagens obtidas via MEV, pode-se averiguar a elevada qualidade dos canais em termos de rugosidade superficial, que em geral, apresentaram apenas as marcas de avanço e do desgaste das microfresas, gerando superfícies homogêneas e com pouco material aderido.

Essa boa qualidade dos canais é atribuída ao fluido de corte, conforme pode ser observado ao se comparar a Fig. 4.2 com a Fig. 4.38, não apenas de maneira direta, mas também ao comparar os menores valores do desgaste das microfresas na presença de fluido de corte, conforme a Tab. 4.6.

A presença de lubrificante favorece o microfresamento do Inconel 718, reduzindo a difusão, o atrito e as forças de corte, melhorando a qualidade do canal e reduzindo o desgaste da ferramenta (DUDZINSK et al., 2004, EZUGWU, 2005, UCUN et al., 2013 e ZHOU et al., 2013). Este fato já havia sido proposto no Item 4.2, deste Capítulo, e foi agora comprovado.

4.7 Acústica e vibrações

Serão apresentados neste item os dados de acústica e vibrações, a apresentação destes dados será realizada diretamente por análise estatística, seguindo a mesma metodologia utilizada por Gomes (2019): os dados serão apresentados a partir dos parâmetros estatísticos que os representam obtidos através de *boxplot*.

A título de demonstração, a Fig. 4.41 contém o sinal de acústica em função do tempo, este é o sinal do primeiro canal da réplica, onde se utilizou $v_c = 50,3 \text{ m/min}$.

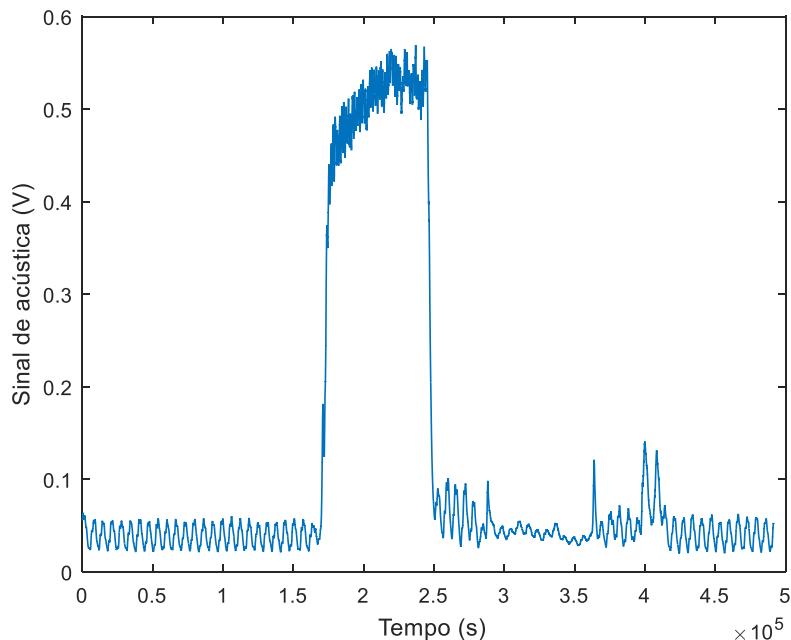


Figura 4.41 – Sinal de acústica em função do tempo.

Em geral os sinais de todos os canais apresentaram o mesmo comportamento apresentado na Fig. 4.41, onde a região de pico representa o período em que ocorre a usinagem.

Para comparação dos sinais foram selecionados os dois primeiros canais para representar a ferramenta nova, o canal onde ocorre o critério de fim de vida e o seguinte, para representar o sinal do critério de fim de vida e os dois últimos canais para representar o máximo desgaste para cada condição. Os canais são sempre selecionados em pares para aumentar a amostragem.

É importante ressaltar o motivo de não haver uma comparação absoluta entre todos os canais, assim como foi realizado para as outras variáveis estudadas. Na Figura 4.42 é

possível observar a grande quantidade de dados e que as variações dos sinais não são evidentes sem o tratamento adequado.

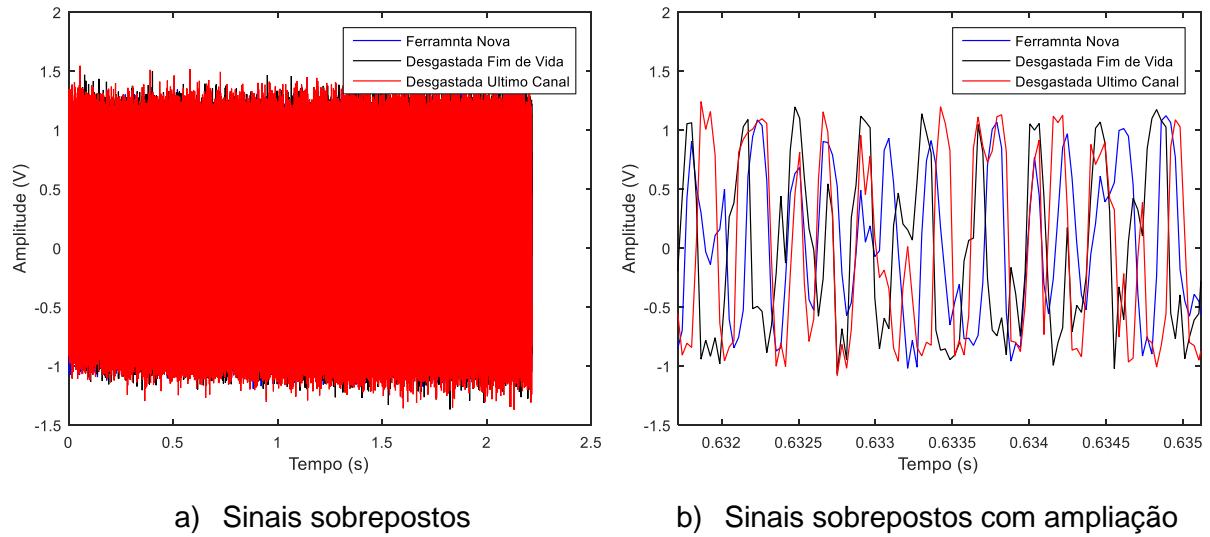


Figura 4.42 – Sinais em função do tempo para ferramenta nova (azul), desgastada até o final de vida (preto) e desgastada nos últimos canais (vermelho), a) sinais sobrepostos e b) sinais sobrepostos com ampliação.

Um fator importante nesta análise é verificar se há diferença entre os sinais, para isto, são plotados gráficos no domínio da frequência para verificar se existem bandas em que os sinais se diferenciam (GOMES, 2019). Para os sinais obtidos não houve necessidade de especificar bandas de diferenciação pois há uma grande diferença entre o sinal da microferramenta nova e o da microferramenta desgastada no domínio da frequência, Fig. 4.43.

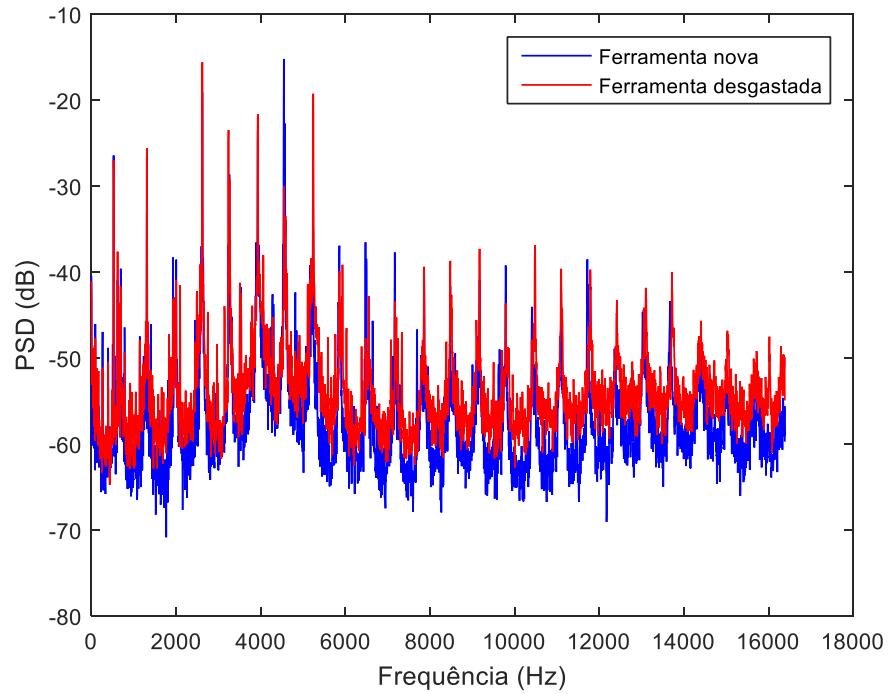
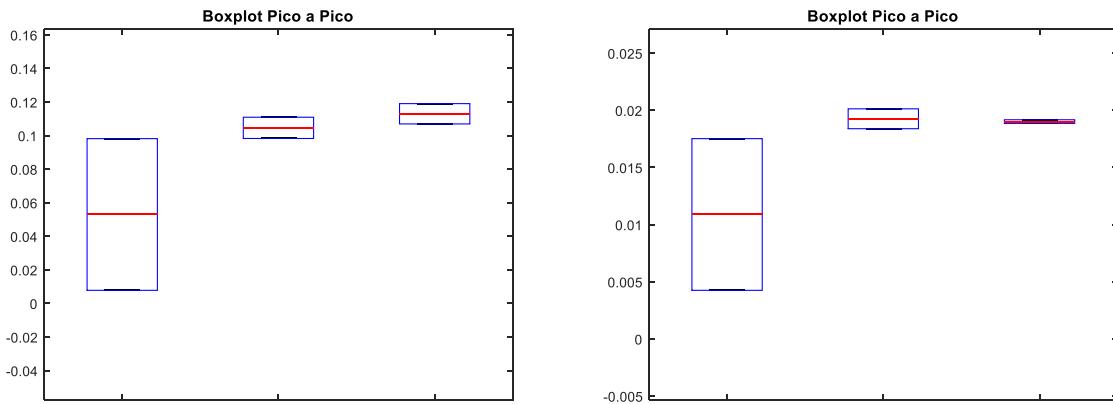


Figura 4.43 – Comparação dos sinais de microferramenta nova com a desgastada no domínio da frequência.

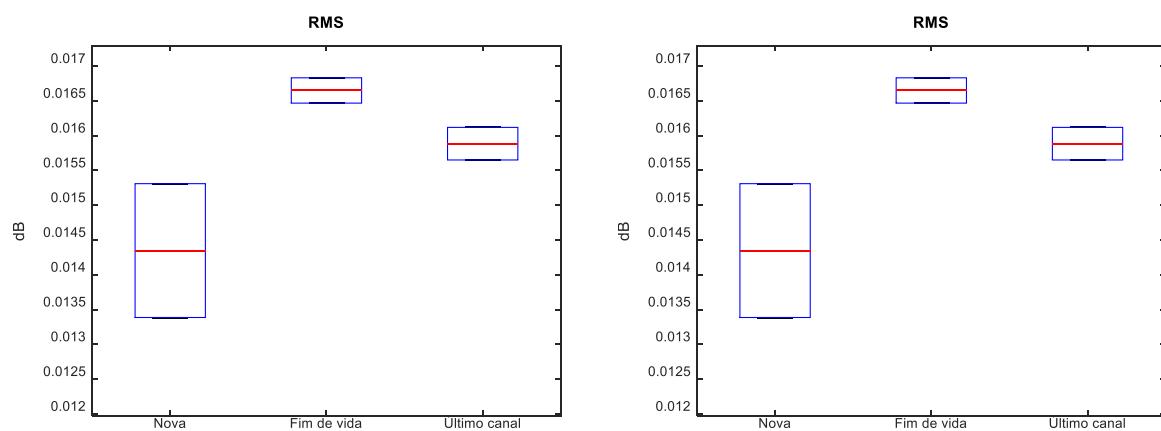
Nas Figuras 4.44 a 4.47 são apresentados os resultados estatísticos dos ensaios e suas réplicas na forma de *boxplots* a partir da variável que melhor representou cada parâmetro.



a) Acelerômetro

b) Microfone

Ensaio. Fim de vida: desgaste 13,8 μm , comprimento usinado 90 mm, canal 7.

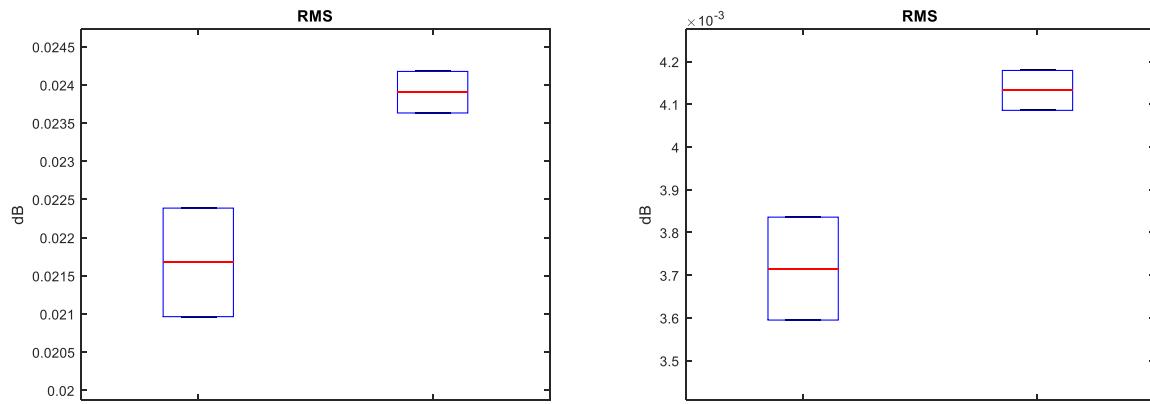


c) Acelerômetro

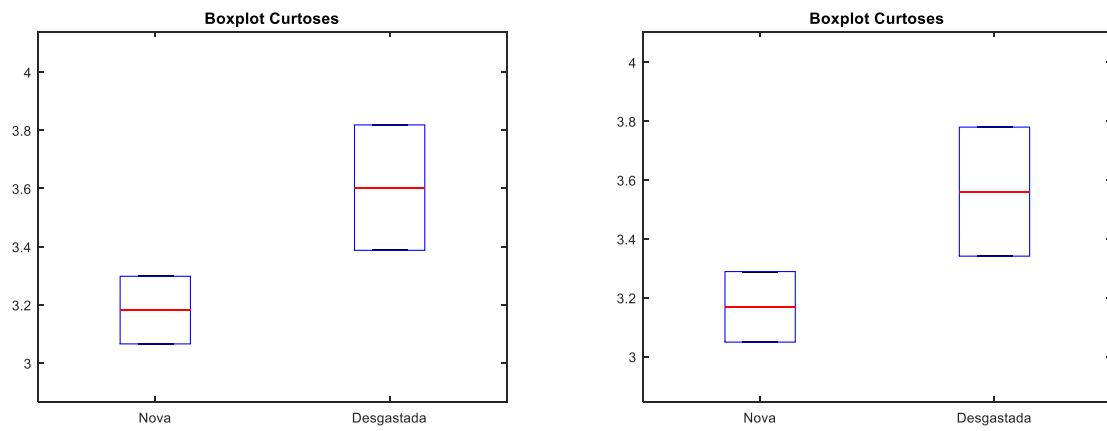
d) Microfone

Réplica. Fim de vida: desgaste 12,4 μm , comprimento usinado 105 mm, canal 8.

Figura 4.44 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 13,8 \text{ m/min}$.

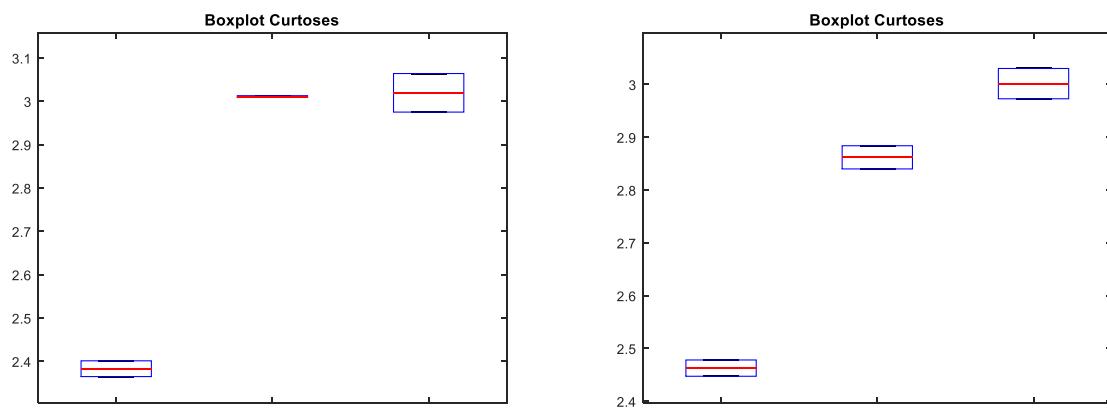


Ensaio. Fim de vida: desgaste 11,0 μm , comprimento usinado 165 mm, canal 12.



Réplica. Fim de vida: desgaste 11,2 μm , comprimento usinado 165 mm, canal 12.

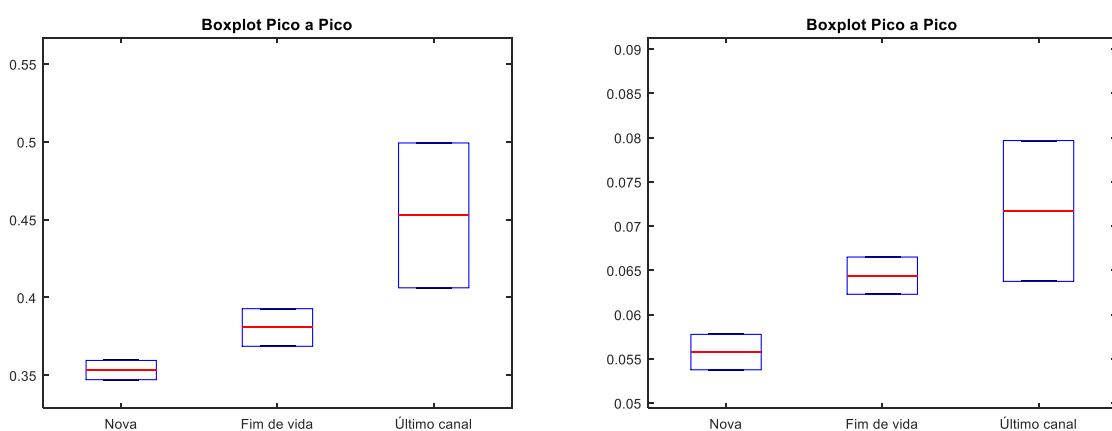
Figura 4.45 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 25,1 \text{ m/min}$.



a) Acelerômetro

b) Microfone

Ensaio. Fim de vida: desgaste $12,9 \mu\text{m}$, comprimento usinado 75 mm, canal 6.

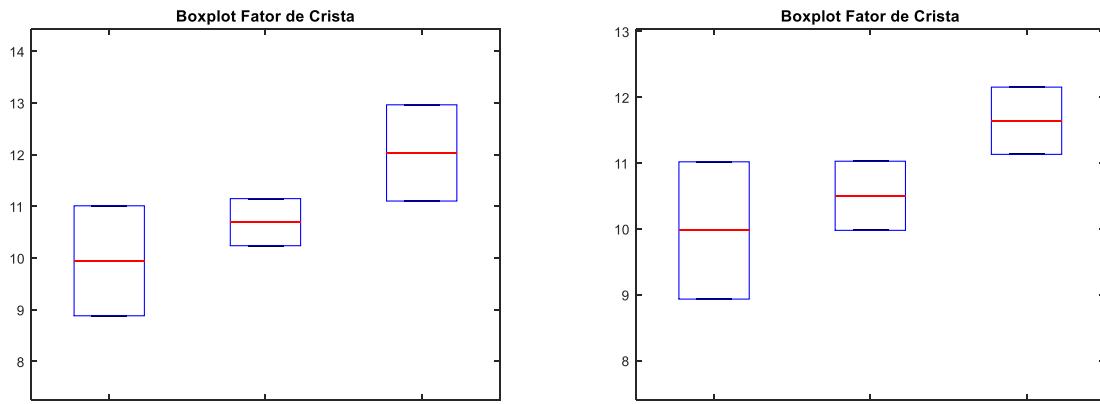


c) Acelerômetro

d) Microfone

Réplica. Fim de vida: desgaste $12,0 \mu\text{m}$, comprimento usinado 120 mm, canal 9.

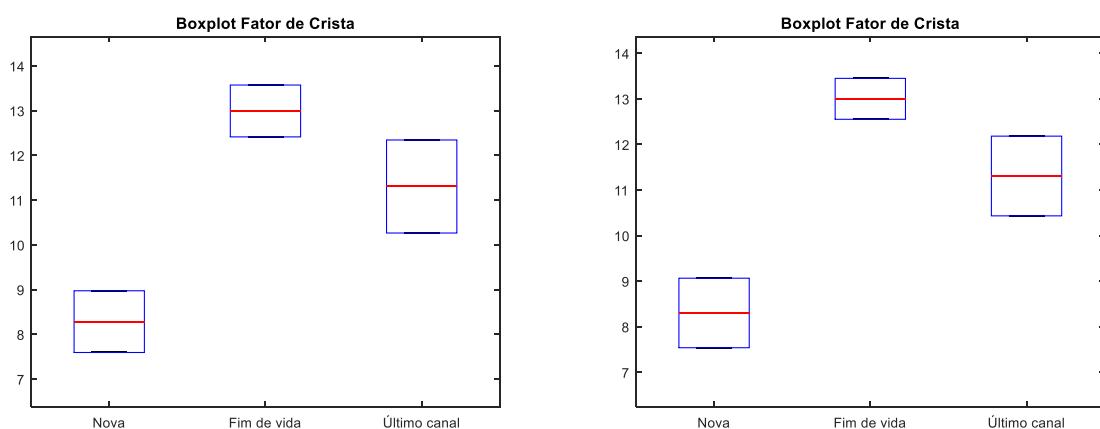
Figura 4.46 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 50,3 \text{ m/min}$.



a) Acelerômetro

b) Microfone

Ensaio. Fim de vida: desgaste 12,4 µm, comprimento usinado 105 mm, canal 8



c) Acelerômetro

d) Microfone

Réplica. Fim de vida: desgaste 12,8 µm, comprimento usinado 165 mm, canal 12.

Figura 4.47 – Resultados estatísticos dos sinais obtidos com $v_c = 75,4$ m/min.

A partir das Figs. 4.44 a 4.47, é possível perceber que há uma grande coerência entre o sinal do microfone e do acelerômetro, para todos os ensaios ou réplicas, o fator estatístico significativo foi o mesmo para os dois sensores. Porém, para as mesmas condições de corte (ensaio/replica) o parâmetro estatístico do sinal significativo não é o mesmo.

Isto indica que apesar da boa diferenciação do sinal da ferramenta nova para a desgastada esta pode não ser a melhor abordagem para o monitoramento do processo uma vez que para cada novo experimento a variável de controle se altera, não sendo possível realizar comparações absolutas.

4.8 Cavacos

Os cavacos que serão apresentados foram obtidos durante os ensaios a seco e ensaios preliminares ($v_c = 25,1 \text{ m/min}$ e $v_c = 50,3 \text{ m/min}$), uma vez que com os recursos disponíveis não era possível coletar cavacos simultaneamente a ensaios com aplicação de fluido de corte.

No entanto, conforme comentado no Capítulo II a compreensão adequada dos cavacos e seus mecanismos de formação são fundamentais para a compreensão adequada do microfresamento, desta forma na Fig. 4.48 é possível observar alguns dos cavacos provenientes do microfresamento de Inconel 718.

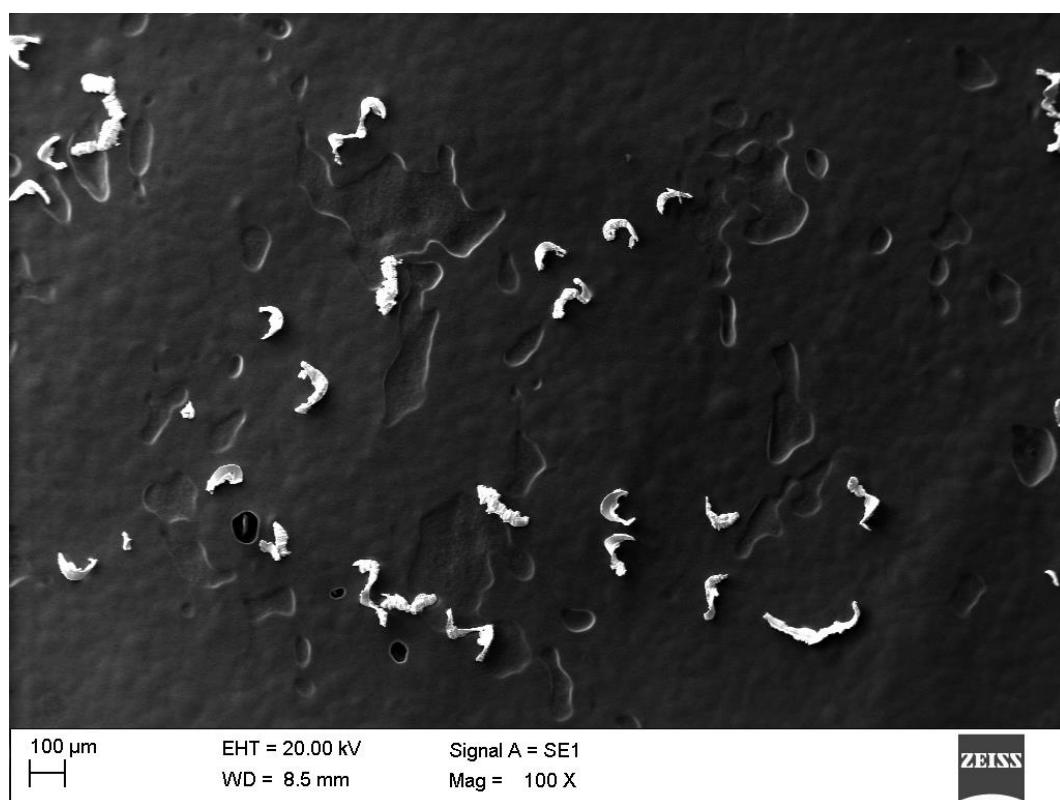


Figura 4.48 – Tipos de cavaco encontrados no microfresamento de Inconel 718.

Em geral os cavacos possuíam espessura entre $10 \mu\text{m}$ e $15 \mu\text{m}$, além da correlação direta com o avanço por dente. De acordo com Rahman et al. (2017), que estudou diferentes microestrutura de alumínio em usinagem de ultraprecisão, a espessura do cavaco está relacionada à sua microestrutura, sendo o tamanho do cavaco diretamente proporcional ao tamanho dos grãos.

De maneira geral os cavacos possuíam duas formas principais que são apresentadas nas Figs. 4.49 e 4.50.

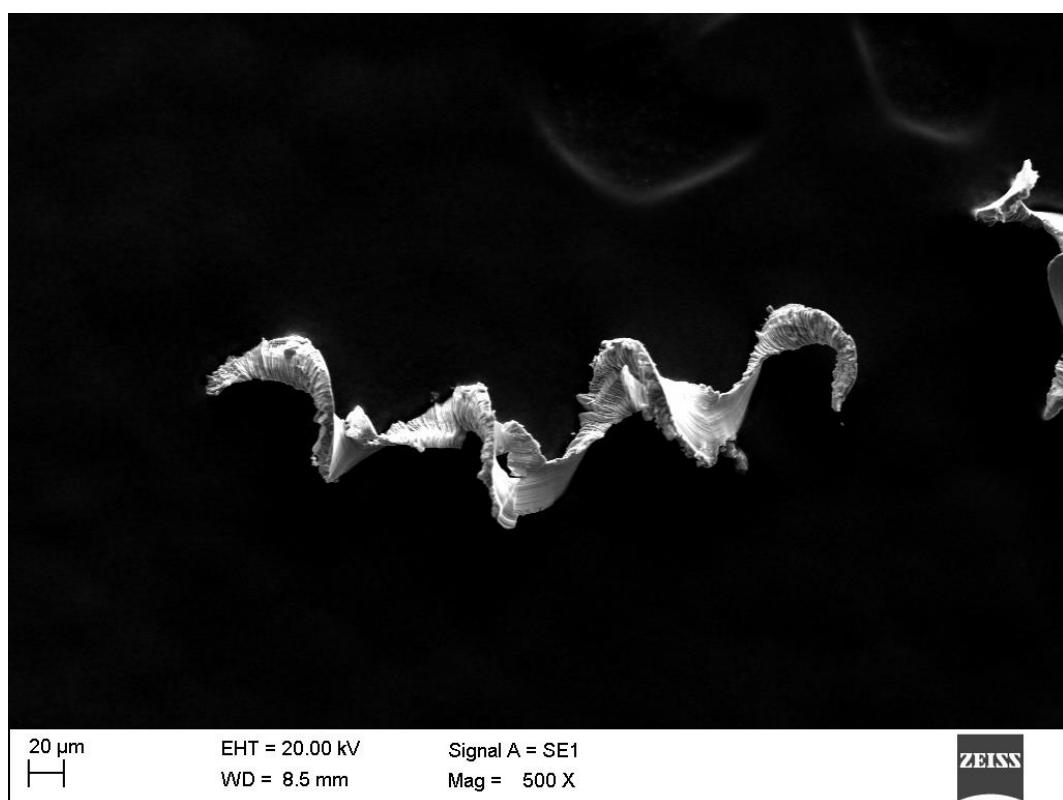


Figura 4.49 – Cavaco helicoidal.

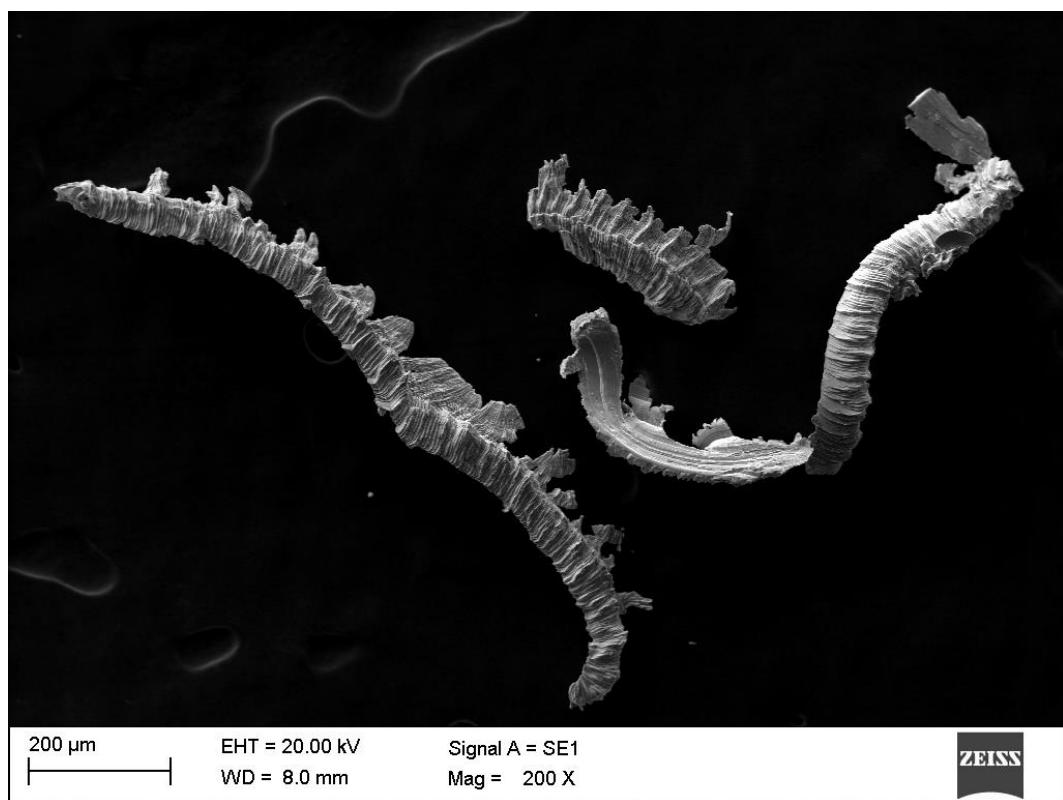


Figura 4.50 – Cavaco tipo fita.

Ao medir a dimensão do cavaco helicoidal, Fig. 4.49, considerando sua geometria, é possível concluir que ele tem dimensões próximas às da largura do canal como era esperado. Já avaliando o cavaco apresentado na Fig. 4.50, é possível perceber que sua dimensão ultrapassa a do canal, o que indica que durante a passagem de um dente da microfresa não houve remoção adequada de material e este material foi acumulado para o corte com a próxima aresta de corte.

Outra característica comum a ambos os tipos de cavacos mostrados é a presença de lamelas, elas podem ser observadas na Fig. 4.51, onde é possível observar seu período de formação bem como a deformação termoplástica que ocorre quando elas são geradas.

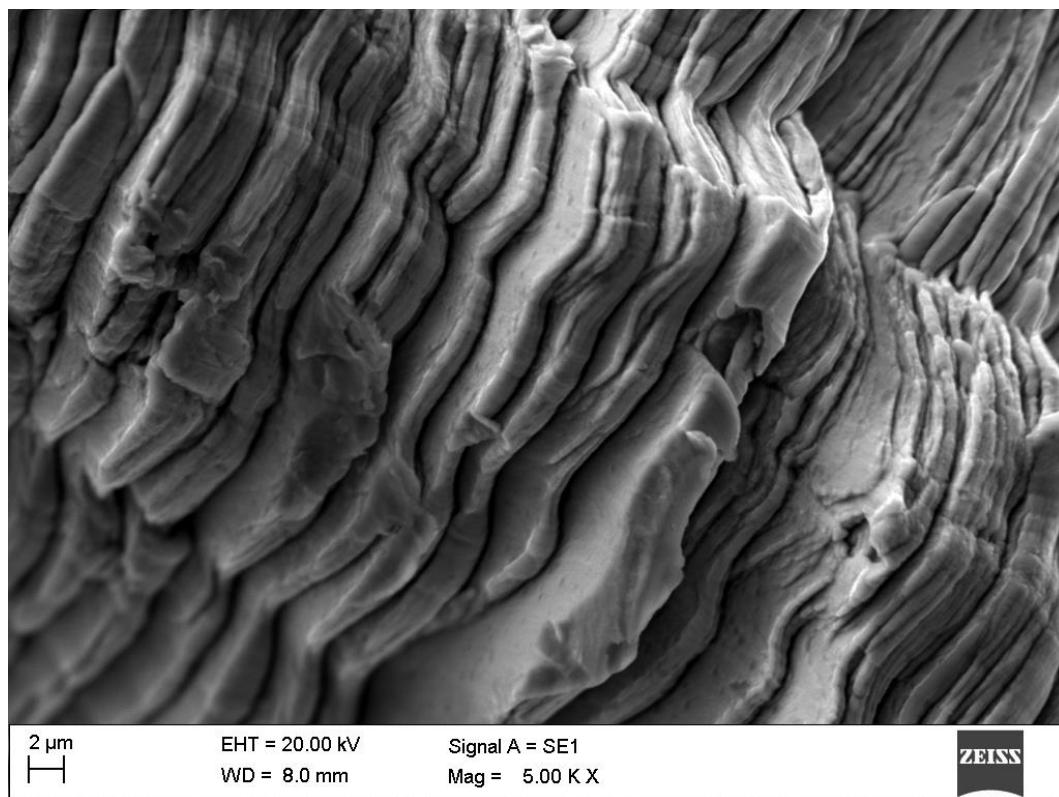


Figura 4.51 – Detalhe das lamelas de um cavaco tipo fita.

Ao realizar medições é possível inferir que o período varia entre 1 μm e 2 μm . A formação deste tipo de cavaco é um indicador de regiões de intenso cisalhamento seguida de regiões relativamente indeformadas. Isso é resultado de altas temperaturas de usinagem que não são dissipadas rapidamente, como é comum em ligas de níquel. O que pode causar *attrition* devido ao fluxo irregular de material, bem como fadiga térmica que resulta em lascamento e quebras na microferramenta, podendo chegar a gerar falha catastrófica (ALHADEFF et al., 2019).

De forma a ilustrar esta intensa deformação na interface onde ocorre o cisalhamento, foi obtida a Figura 4.52 que mostra o resultado de simulação para o início da formação de cavaco com enfoque nas deformações da peça. Para favorecer a visualização a imagem da ferramenta foi omitida. A escala representa as tensões de Von Misses desenvolvidas durante o início da formação do cavaco. Além da visualização da concentração de tensões na região do corte, é possível visualizar o início da formação de um cavaco, indicado pela seta vermelha.

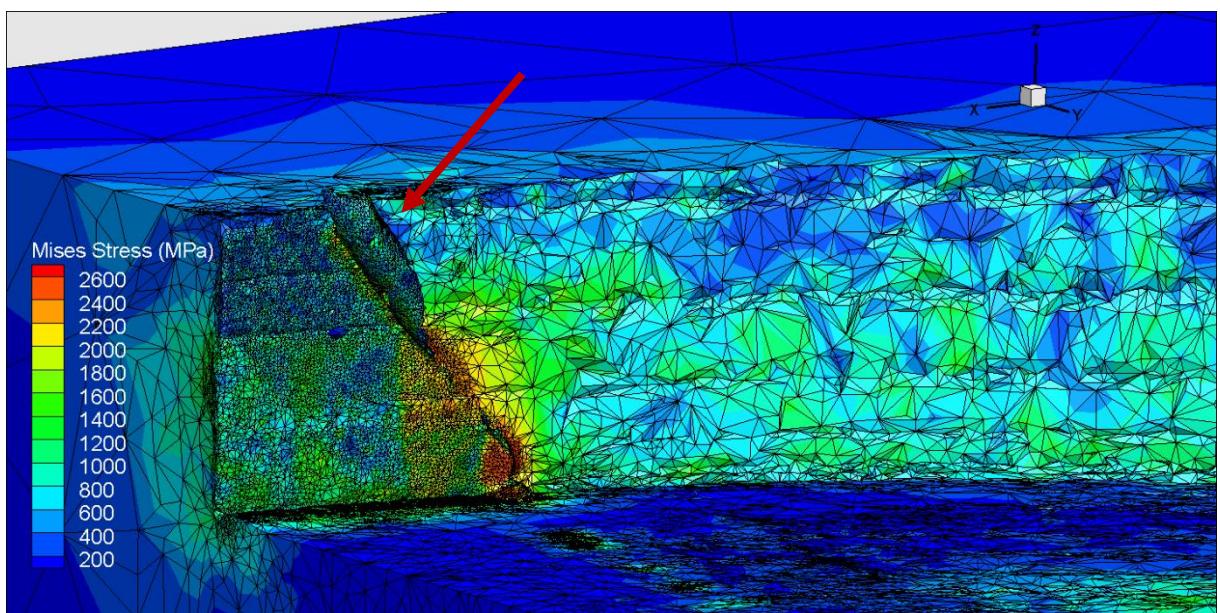


Figura 4.52 – Tensões desenvolvidas na peça durante a formação do cavaco.

Ainda em relação aos resultados computacionais a Fig. 4.53 contém imagens da simulação com diferentes ampliações, para que se possa observar as dimensões relativas do cavaco com a microfresa e a peça, o que não é possível de se observar durante um processo real de microusinagem, devido as pequenas dimensões e às altas velocidades que fazem com que os cavacos sejam expelidos.

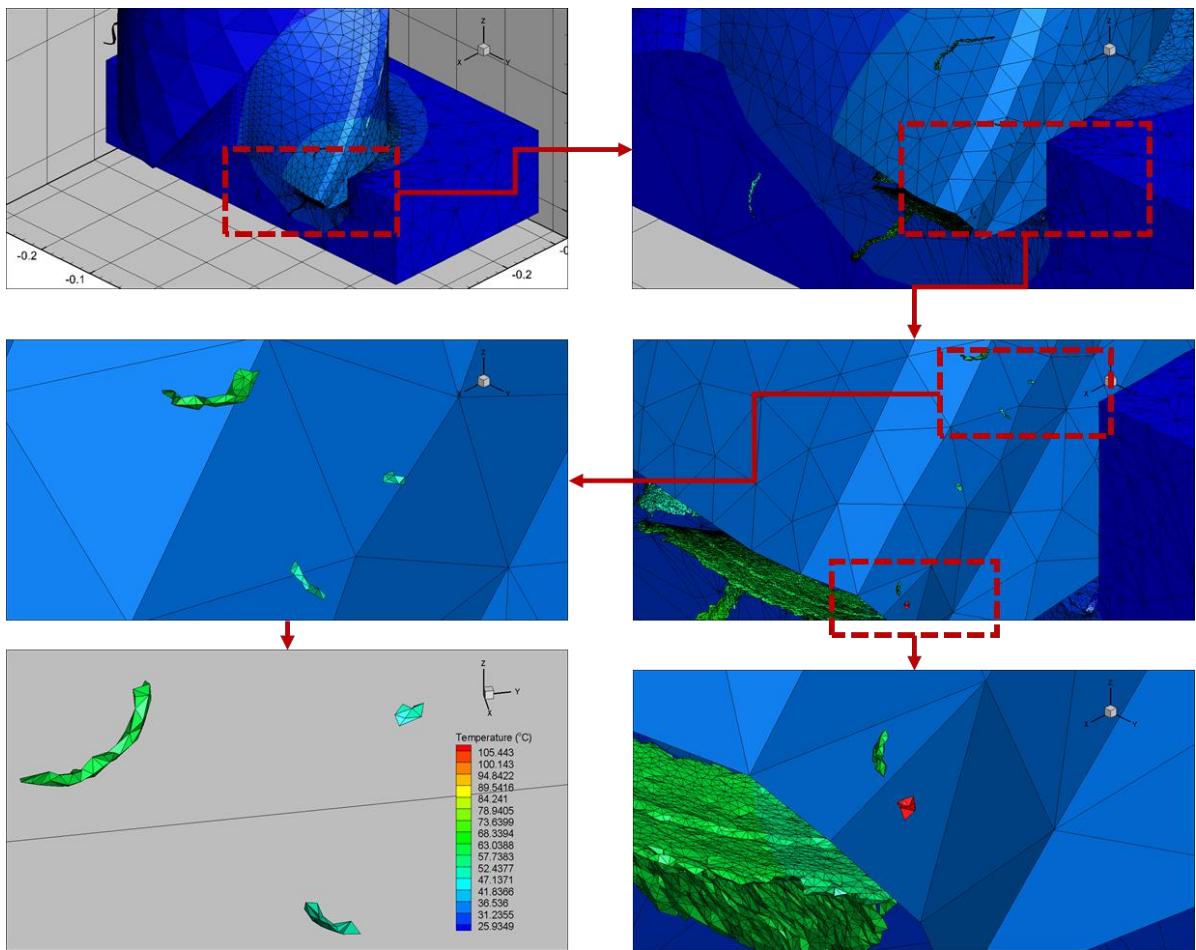


Figura 4.53 – Resultado de simulação da microusinagem com foco na formação de cavaco.

Na Figura 4.53 é possível observar a pequena dimensão dos cavacos em relação à microfresa e a pequena dimensão de alguns cavacos em relação aos outros. Para esta figura e as Figs. 4.54 e 4.55 a imagem está colorida pela temperatura e não pelas tensões como foi apresentado na Fig. 4.52.

Em relação à geometria dos cavacos obtidos através da simulação pode-se notar os mesmos padrões mostrados nas Figs. 4.49 e 4.50, conforme é possível observar na Fig. 4.54, cavaco helicoidal, e Fig. 4.55, cavaco de fita.

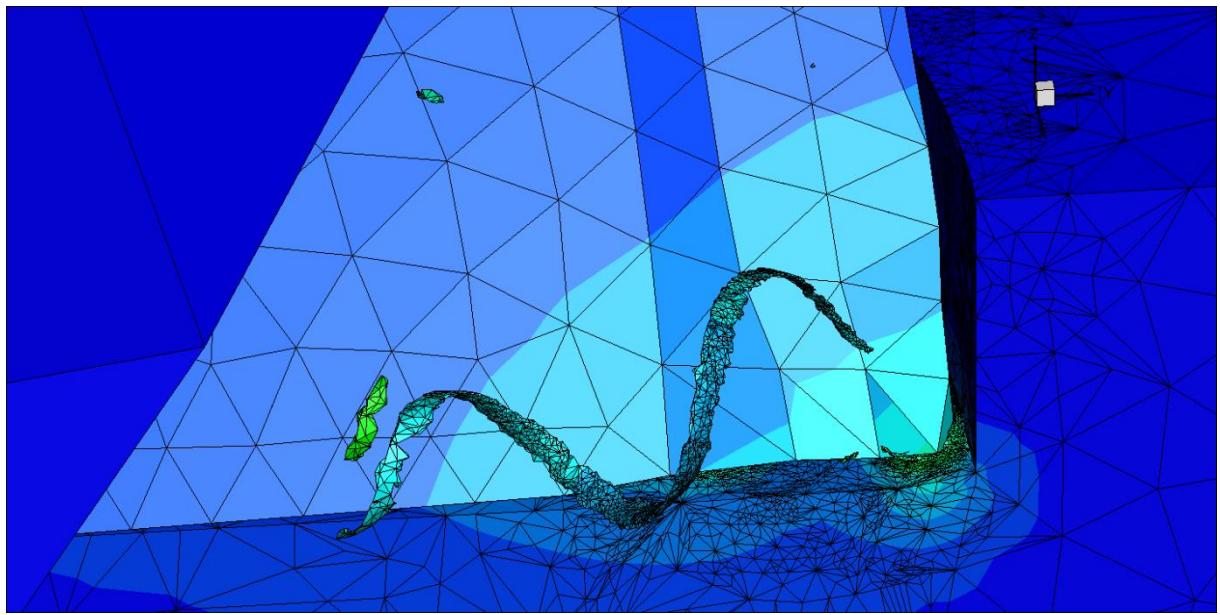


Figura 4.54 – Cavaco helicoidal gerado pela aresta principal de corte.

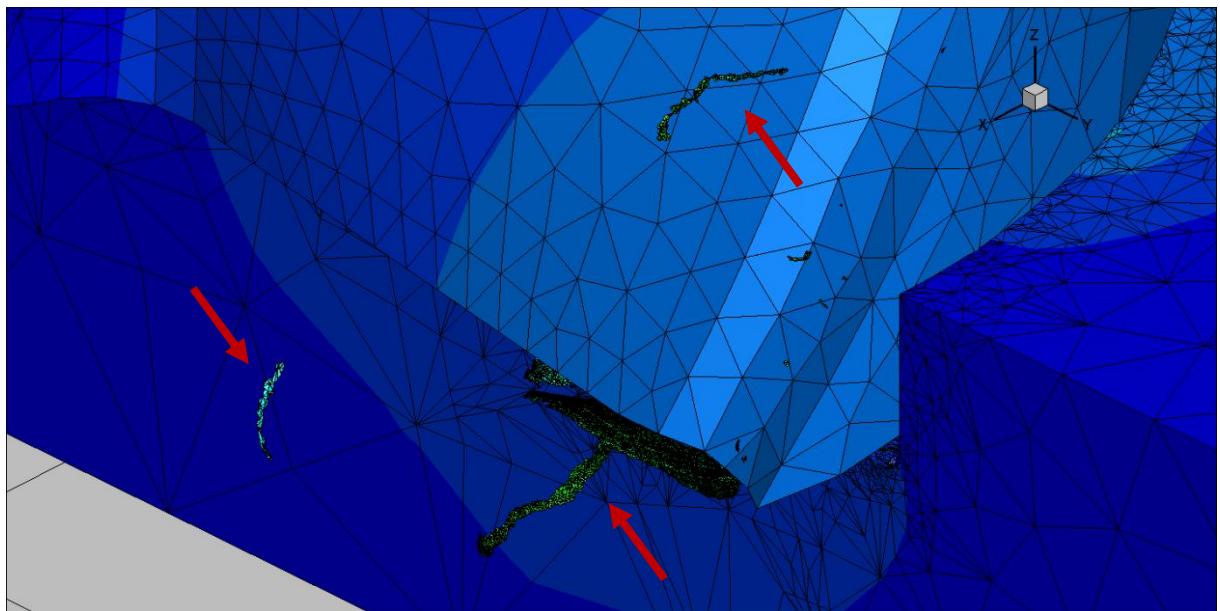


Figura 4.55 – Cavacos do tipo fita gerados pela aresta de corte secundária.

Pode-se notar que os cavacos que se assemelhavam ao cavaco mostrado na Fig.4.49 (cavaco helicoidal), foram gerados pela aresta principal conforme mostra a Fig. 4.54. Já os cavacos tipo fita, Fig. 4.50, de acordo com os resultados computacionais foram gerados pela aresta secundária de corte, estes cavacos podem ser observados indicados por setas na Fig. 4.55.

Conforme comentado no Item 4.5, sobre desgaste, este é um fator importante uma vez que há desgaste tanto na aresta principal de corte como na aresta secundária. Este desgaste

na aresta secundária é em geral atribuído ao *plowing*, porém os resultados mostram que grande parte do corte está ocorrendo na aresta de corte secundária (Fig. 4.31), e este pode ser o motivo dos desgastes significativos.

Chen et al. (2016) também observaram um desgaste elevado na aresta secundária de corte ao microfresar cristais de LiF (fluoreto de lítio), neste estudo o desgaste foi tão severo que toda a superfície de folga secundária da microfresa se desgastou. Este tipo de resultado mostra que talvez seja necessária uma otimização na geometria das microfresas, aumentando o ângulo de posição secundário, para que o corte se concentre na aresta principal.

Um terceiro tipo de cavaco foi recorrente na microusinagem de Inconel 718 e chamou a atenção ao ser encontrado: o cavaco esferoidal Fig. 4.56. Não havia registro sobre esse tipo de cavaco em microfresamento até a publicação de De Oliveira et al. (2019).

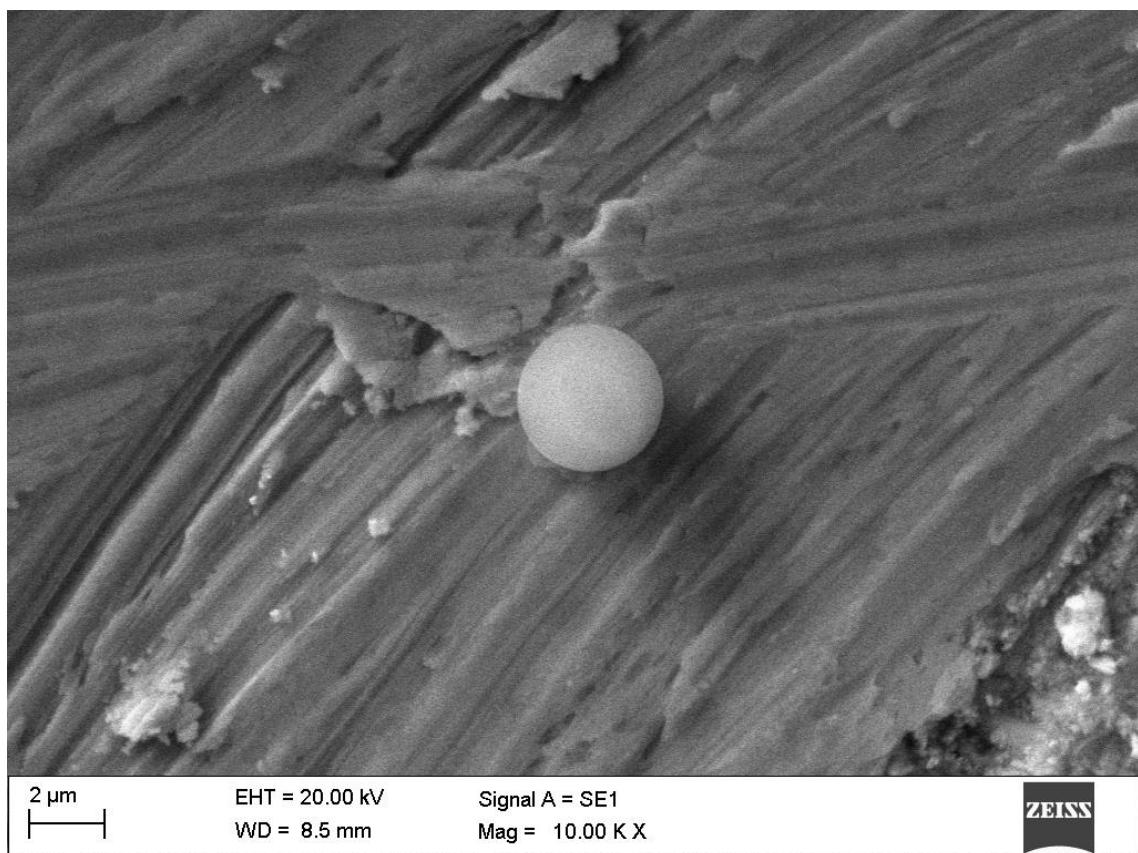


Figura 4.56 – Cavaco esferoidal.

Estes cavacos foram observados inicialmente nos ensaios preliminares e serviram de base para elaboração do artigo contido no Anexo 1. Um fato interessante, é que, apesar da dificuldade de se localizar este tipo de cavaco, alguns foram obtidos nos ensaios e réplicas deste trabalho, mesmo com aplicação de fluido de corte, isso ocorre pois alguns deles ficam aderidos à superfície da amostra de forma permanente.

A Figura 4.57 ilustra a dificuldade de verificação da presença deste tipo de cavaco.

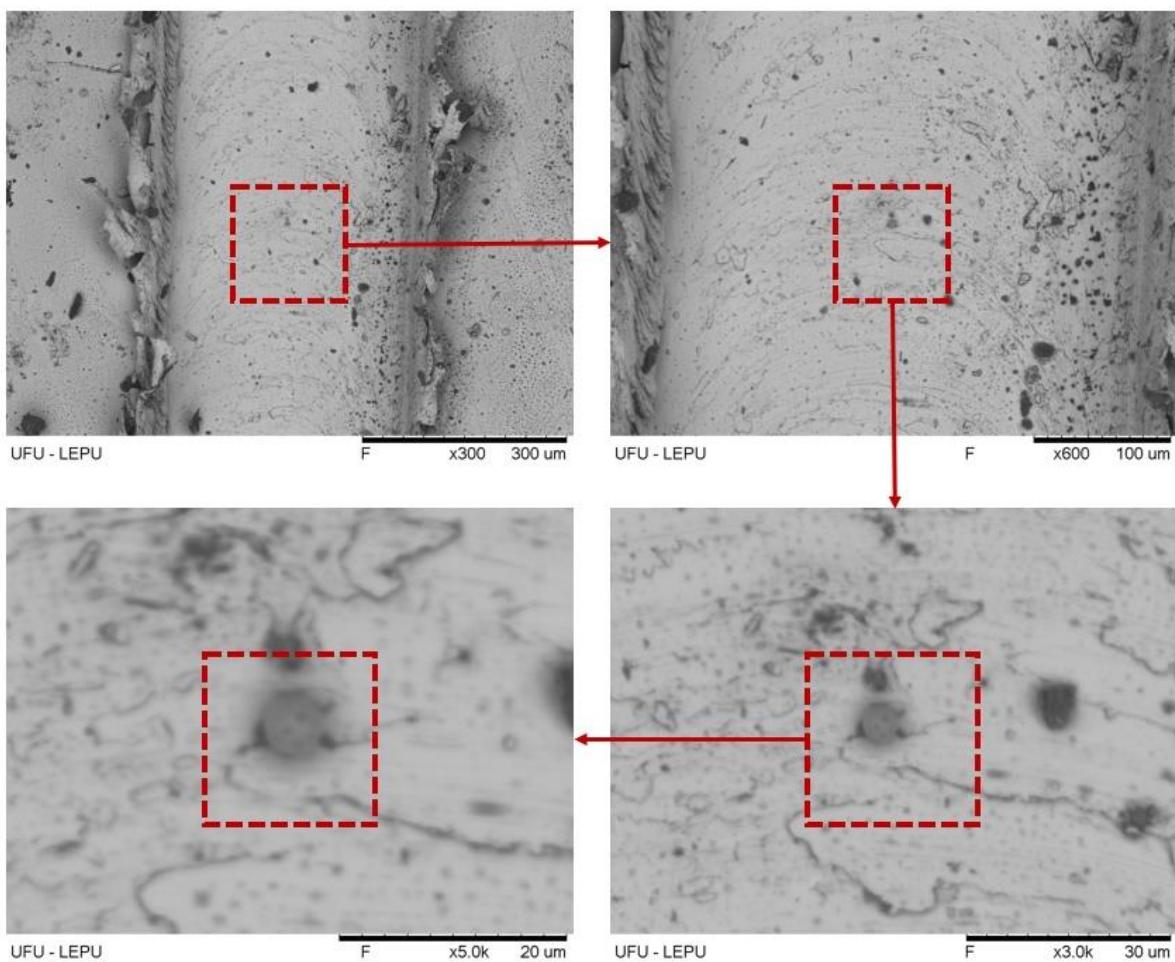


Figura 4.57 – Sequência de ampliações para mostrar a dificuldade de localização do cavaco esferoidal na amostra.

Neste trabalho foram encontrados dois grandes grupos de esferas, um possuía esferas com diâmetros na faixa de 1 μm a 2 μm e o segundo grupo possuía esferas maiores, com dimensões de 15 μm a 20 μm , que eram de mais fácil identificação conforme a Fig. 4.58.

Além disso ao comparar as imagens da Fig. 4.57 (obtidas via MEV – TM3000) com as da Fig. 4.58 (obtidas via MEV ZEISS – EVO) é possível perceber também a necessidade de um MEV de alta resolução para o estudo deste tipo de fenômeno.

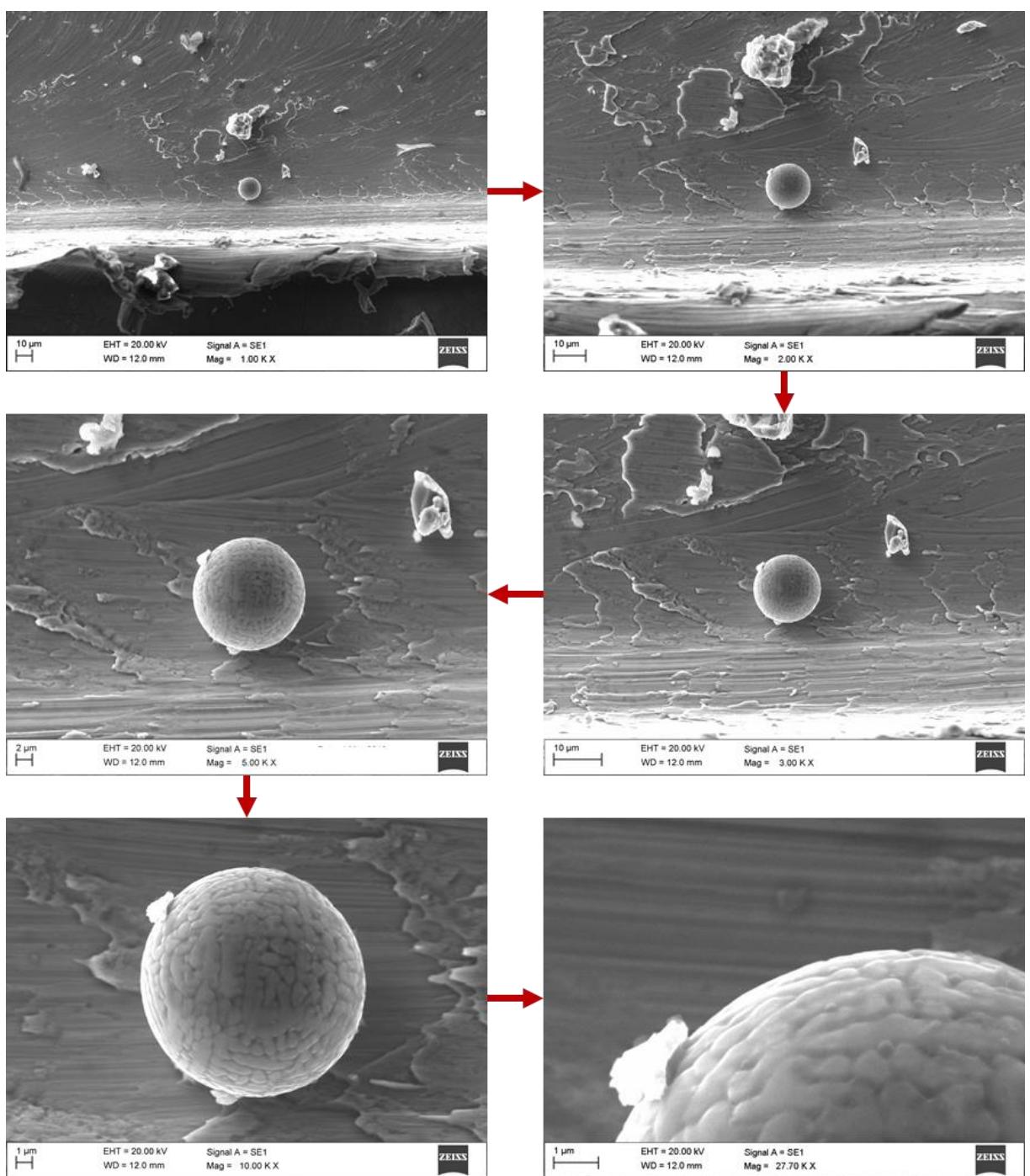


Figura 4.58 – Identificação de um cavaco esférico.

A Figura 4.58, mostra a estrutura dendrítica do cavaco esférico, a Fig. 4.59 contém detalhes da superfície dendrítica de um outro cavaco, para comparação.

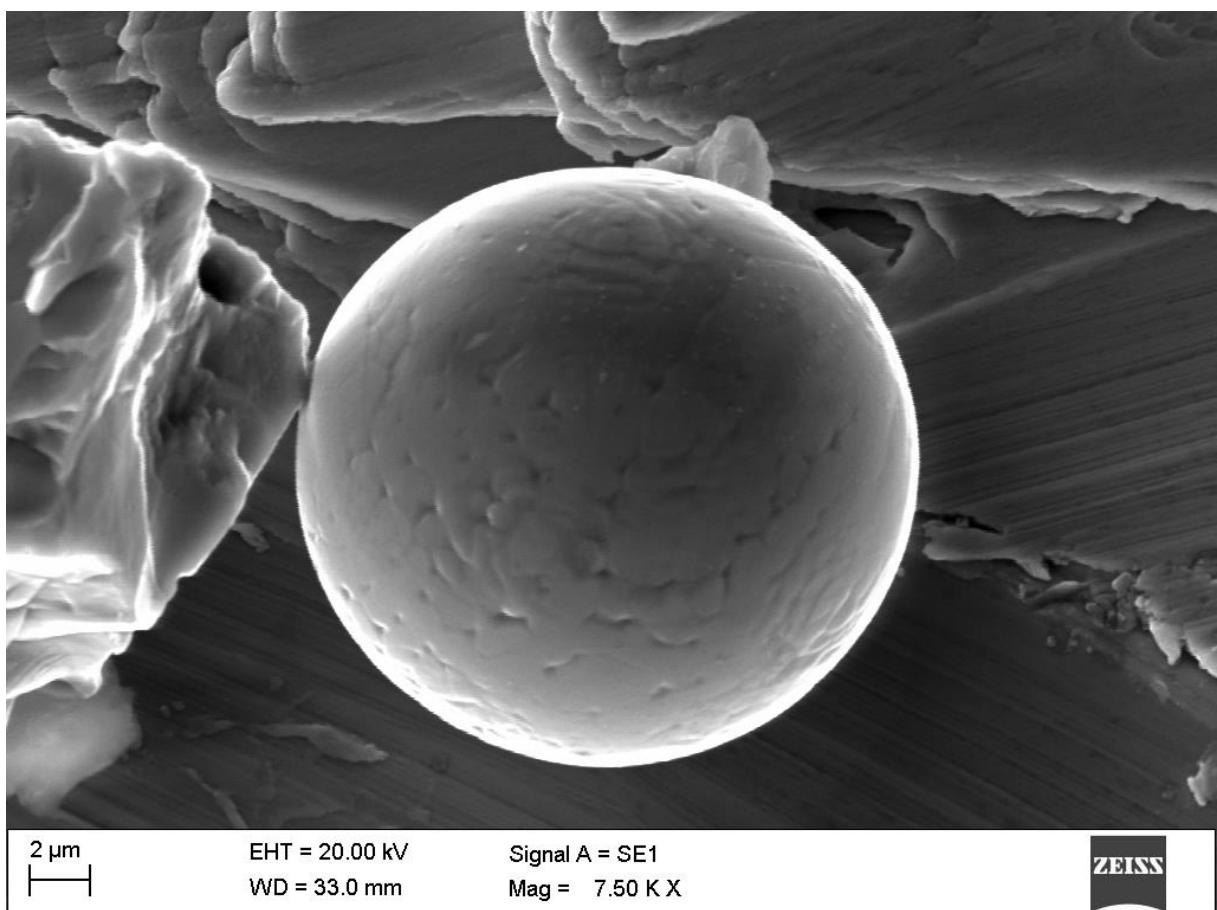
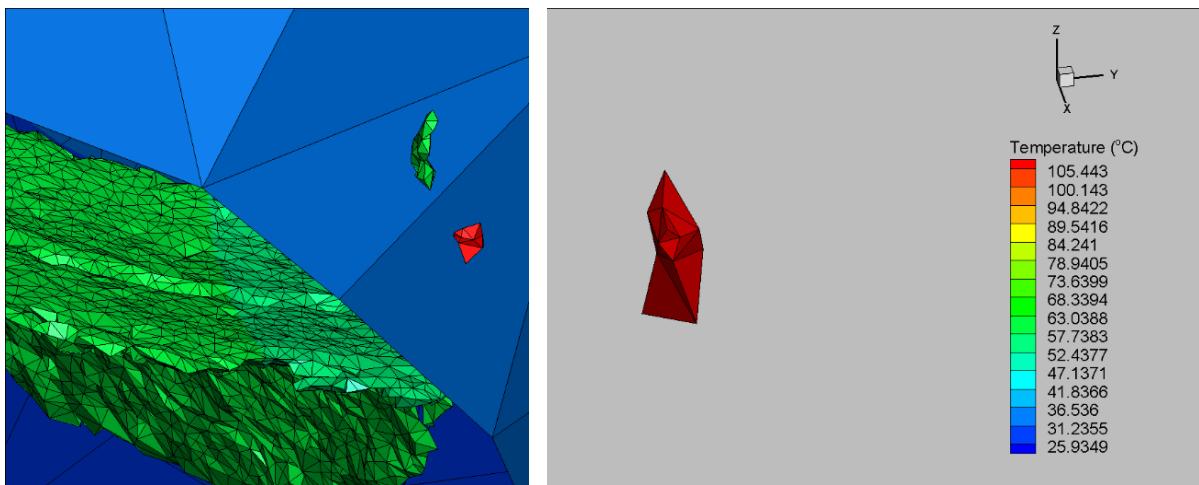


Figura 4.59 – Detalhe da estrutura dendrítica.

A formação deste tipo de cavaco ocorre de acordo com o explicado no Item 2.3.1 do Capítulo II, em que pequenos cavacos com elevada energia são gerados durante o corte, devido a sua pequena dimensão e elevada energia o cavaco oxida, em uma reação exotérmica, aumentando ainda mais sua energia, neste momento o material se funde e assume a forma esférica. As estruturas dendríticas são geradas devido às altas taxas de resfriamento posteriores à sua formação.

A Figura 4.60 contém um cavaco de alta energia e pequenas dimensões obtido a partir da simulação.



a) Cavaco de pequena dimensão

b) Temperatura no cavaco de pequena dimensão

Figura 4.60 – Cavaco de precursor do cavaco esferoidal: a) Cavaco de pequena dimensão e b) Temperatura no cavaco de pequena dimensão.

O resultado da Fig. 4.60 complementa o exposto por De Oliveira et al. (2019), comprovando que durante o microfresamento de Inconel 718 diversos cavacos de pequena dimensão são formados, o cavaco da Fig. 4.60 b) tem aproximadamente 2 µm. Chama a atenção a temperatura elevada do pequeno cavaco, ao comparar com os outros cavacos e a peça. Isso indica que dentre estes pequenos cavacos gerados alguns apresentarão energia suficiente para iniciar o processo de oxidação e gerar a esfera.

4.9 Resultados complementares

Neste item serão apresentados outros resultados provenientes do trabalho. Estes resultados foram obtidos durante os ensaios preliminares, definitivos e complementares, e contribuem para a compreensão do processo de microfresamento do Inconel 718.

4.9.1 Influência da microestrutura do material

Conforme comentado no Capítulo II, a microestrutura do material irá influenciar na microusinagem. De acordo com Liu et al. (2017), as discordâncias são continuamente nucleadas na interface entre a ferramenta e o grão B, Fig. 4.61, e posteriormente, barradas e aglomeradas no contorno de grão. Essas discordâncias se alinham formando um contorno de sub grão de forma a minimizar a energia do sistema. Outro fator que contribui para formar esse sub grão são os escorregamentos (*slip*) de material no grão A.

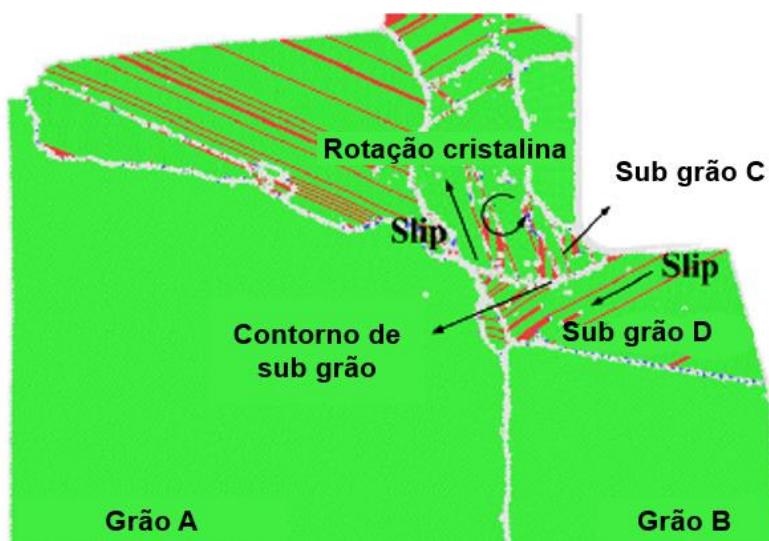


Figura 4.61 – Deslocamento dos grãos durante a microusinagem (adaptado de LIU et al., 2017).

É possível observar o surgimento do sub grão C que é “rotacionado” em relação aos outros grãos (Fig. 4.61) no sentido anti-horário devido ao *plowing* causado pela aresta de corte. Com o avanço da ferramenta a orientação do grão C tende à do grão A. Este fator causa o degrau de grão do grão C em relação ao D (LIU et al., 2017). Este fenômeno pode ser observado na saída dos canais, Fig. 4.62.

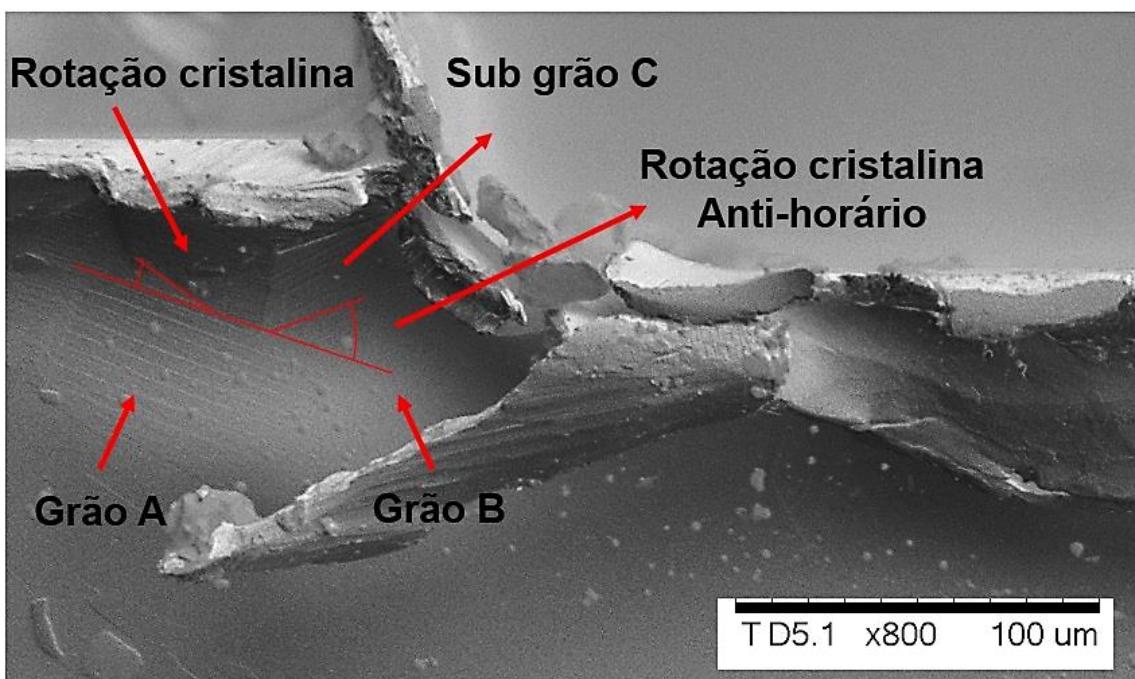


Figura 4.62 – Deformação dos grãos durante o microfresamento.

A importância da identificação deste fenômeno está diretamente relacionada às forças de corte. A resistência à nucleação e à propagação das discordâncias faz com que a força aumente. Além disso, a aproximação do grão C à orientação do grão A está diretamente relacionada às tensões aplicadas no material (FURUKAWA; MORONUKI, 1998 e LIU et al., 2017).

Para o Inconel 718, que é uma liga heterogênea com carbonetos e precipitados duros de nióbio, o deslocamento das discordâncias é dificultado, o que implicaria em um aumento das forças de corte, somado a isto existe ainda a variação de orientação das maclas, o que gera uma rigidez geométrica na estrutura e também contribui para o aumento das forças de corte.

Os resultados de força, experimentais e de simulação mostrados, comprovam a influência microestrutura, uma vez que os resultados são elevados ao comparar com a literatura para outros materiais.

A obtenção dessa alteração microestrutural na microusinagem é um fato que chama a atenção, ao comparar com outro processo de elevada energia específica, a retificação, De Oliveira et al. (2019c), ao utilizarem a_e de 40 μm em um processo tangencial, não observaram nenhuma alteração microestrutural no Inconel 718, mesmo retificando a seco. Este fato evidencia os grandes esforços específicos que o material é submetido durante a microusinagem. Esse grande esforço é dissipado principalmente na forma de calor, o que corrobora para teoria de formação do cavaco esferoidal.

4.9.2 Microusinagem com avanços elevados

Após a avaliação realizada no Item 4.1, deste Capítulo, foram realizados ensaios para verificar a possibilidade de usinagem com avanços por dente elevados (chegando a 5 vezes o adotado neste trabalho).

A título de comparação, com os ensaios a seco, também foram realizados ensaios com valores de f_z pequenos (0,1 μm e 1,0 μm), a superfície dos canais e sua entrada podem ser observadas na Fig. 4.63.

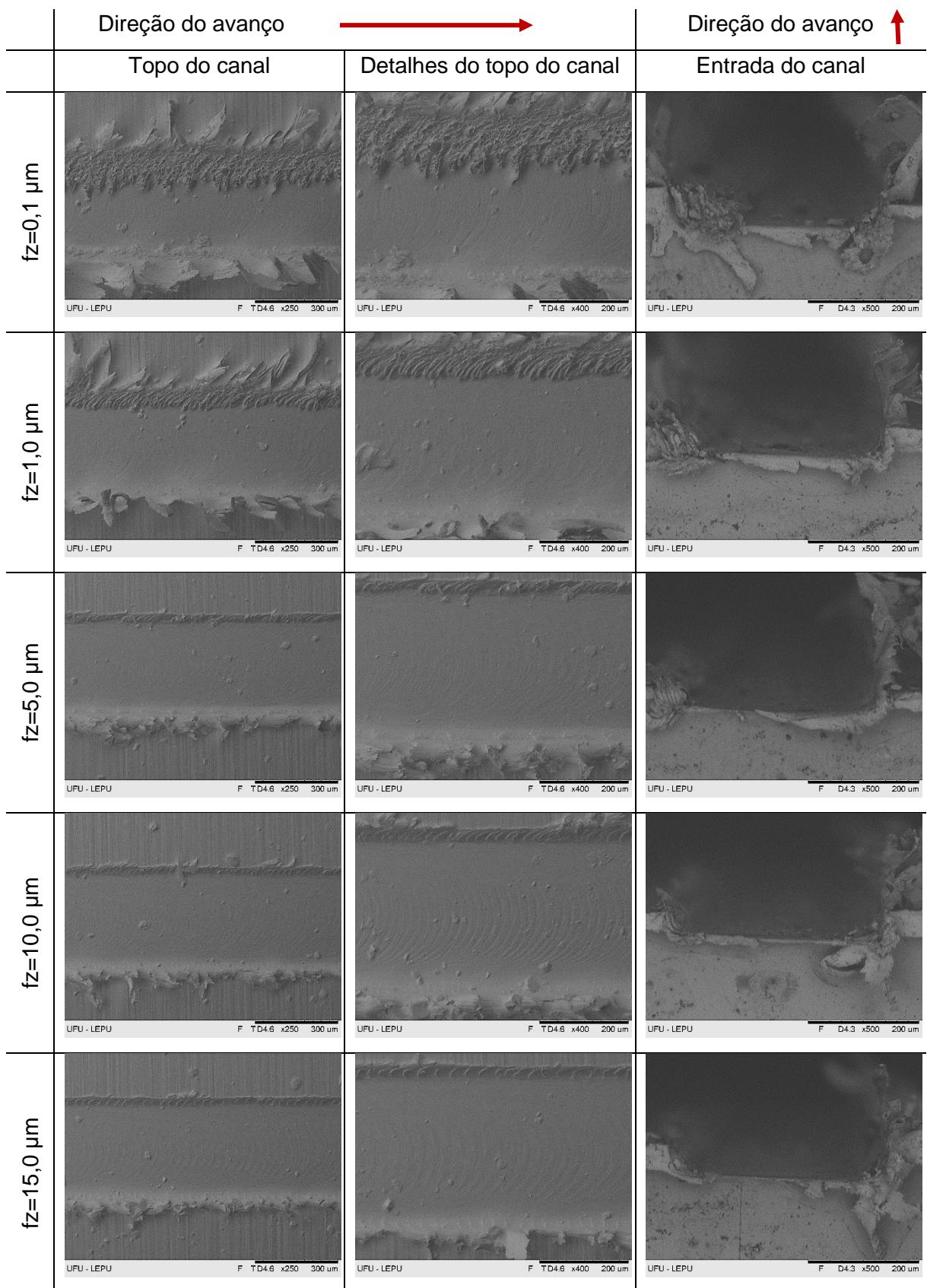
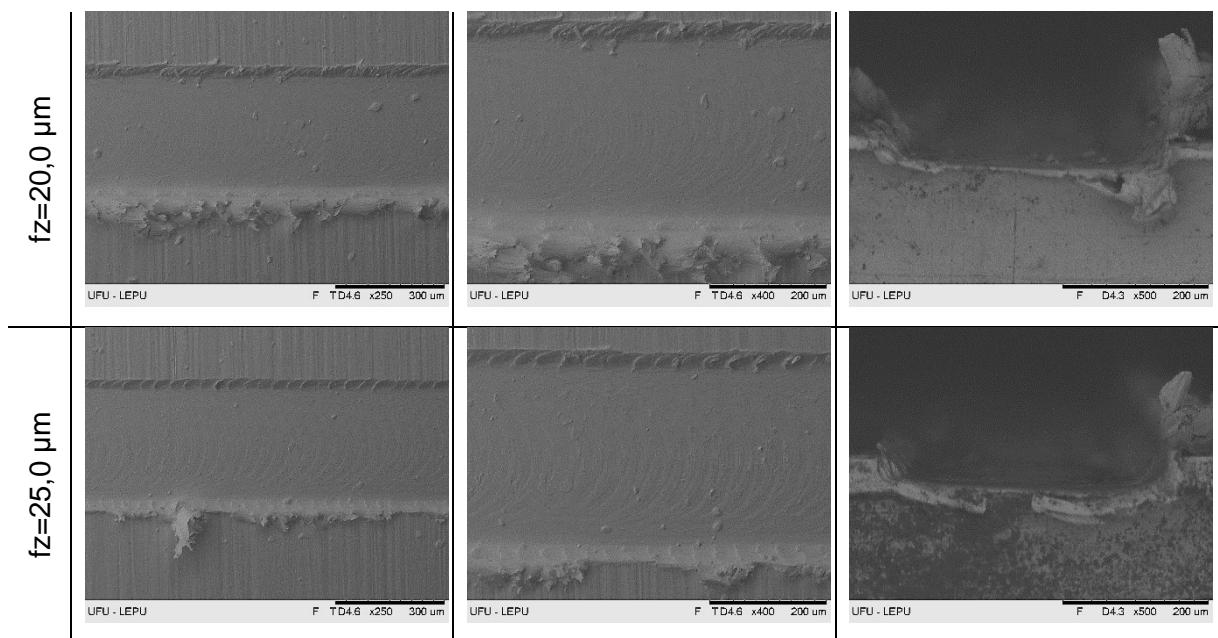


Figura 4.63 – Superfícies obtidas após usinar com diferentes avanços



Continuação Figura 4.63 – Superfícies obtidas após usinrar com diferentes avanços.

É possível perceber na Fig. 4.63 que há material aderido na superfície dos canais, no entanto é provável que os materiais de maiores dimensões observados no fundo dos canais sejam fragmentos das rebarbas que se soltaram durante a limpeza da peça e ficaram aderidos nas marcas de avanço.

Em geral as marcas de avanço se tornam mais visíveis para $f_z = 10,0 \mu\text{m}$ e seu espaçamento aumenta proporcionalmente ao avanço até $f_z = 25,0 \mu\text{m}$. É esperado que as marcas de avanço sejam equivalentes ao f_z (NAKAMOTO et al., 2012).

Ao medir as marcas no fundo dos canais para os canais citados foram obtidos valores maiores que o avanço utilizado, se aproximando a 2 vezes o f_z , o que indica que apesar da elevada espessura de corte pode não estar ocorrendo corte em todas as arestas, Fig. 4.64.

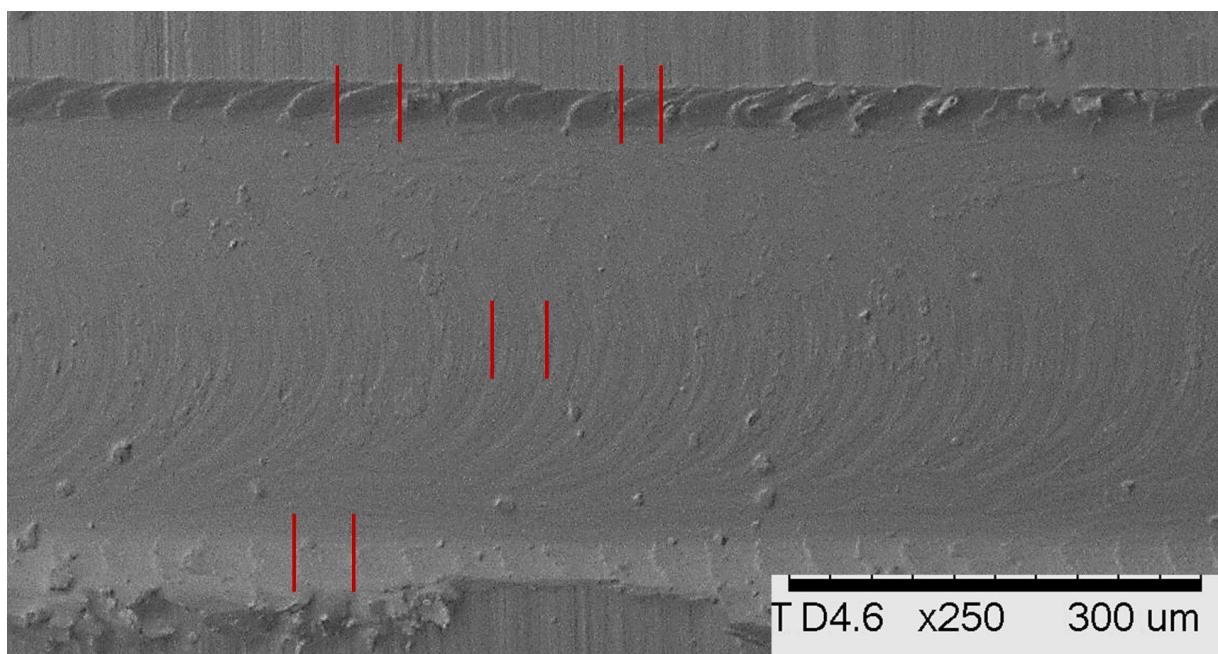


Figura 4.64 – Detalhe das dimensões das marcas de avanço, indicadas por linhas paralelas.

Em relação às rebarbas discordantes, a rebarba de fundo de canal passa por uma transição com o aumento do avanço. Ela reduz até atingir f_z 5,0 μm , onde adquire uma nova característica, e continua com a nova característica até f_z 25,0 μm . Estas rebarbas de fundo do canal, no lado discordante, podem ser observadas em detalhes na Fig. 4.65.

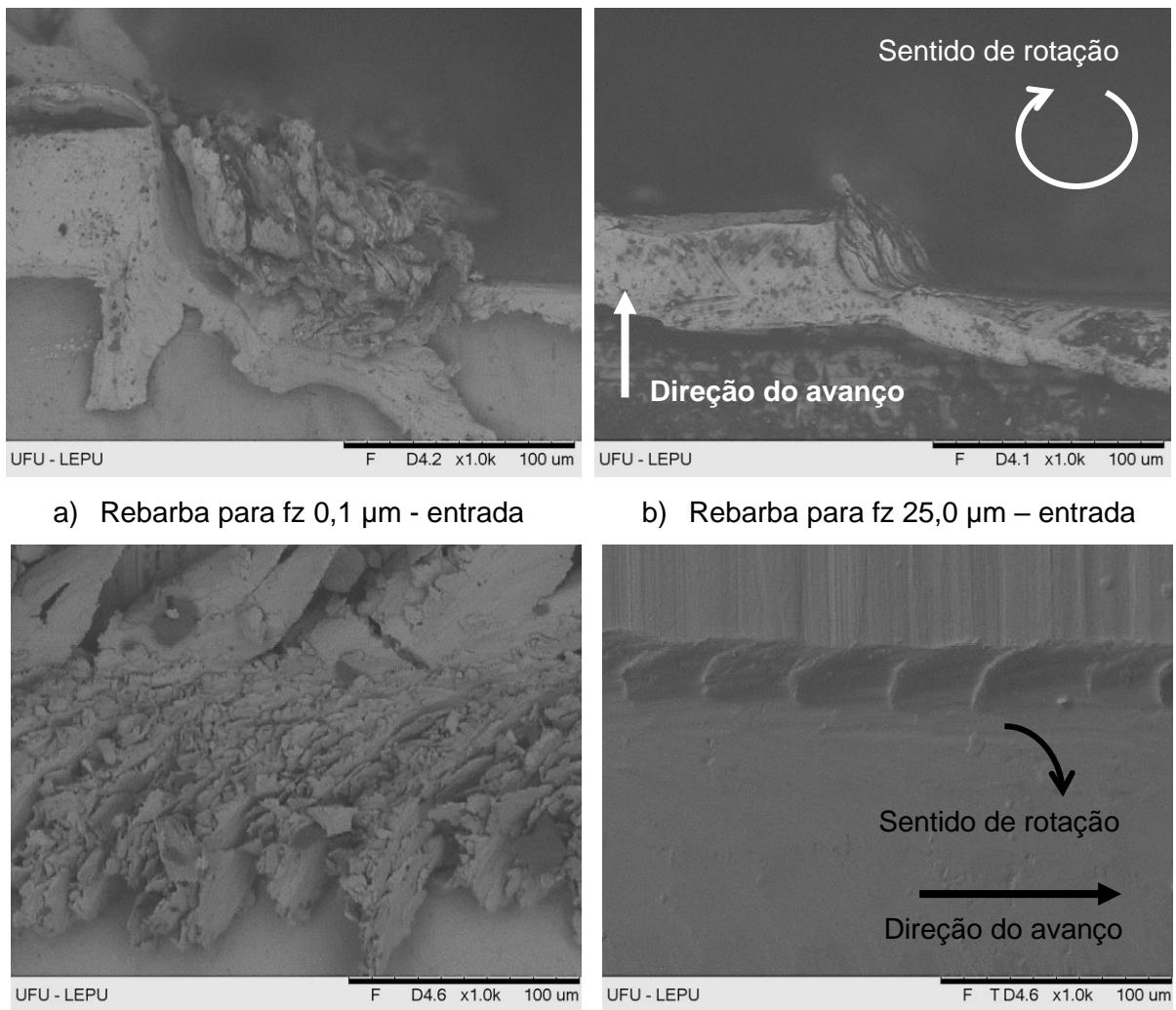


Figura 4.65 – Rebarbas discordantes de fundo do canal: a) Rebarba para fz 0,1 μm e b) Rebarba para fz 25,0 μm .

O primeiro tipo de rebarba, formada para os valores de fz menores do que 5,0 μm , apresenta grandes extensões de materiais deformados e formato arredondado no sentido oposto ao do avanço, Fig. 4.65 c). Rebarbas no fundo do canal para avanços por dente pequenos também foram observados por Xu et al. (2016), ao microfresar alumínio com ferramentas de cermet.

Observando a geometria da entrada dos canais é possível perceber que o aparecimento dessas rebarbas impediu a medição do desgaste pelo método de medição da largura do canal. Para uma avaliação mais completa dos fenômenos serão apresentados agora os resultados de altura das rebarbas e rugosidade Ra dos canais na Fig. 4.67.

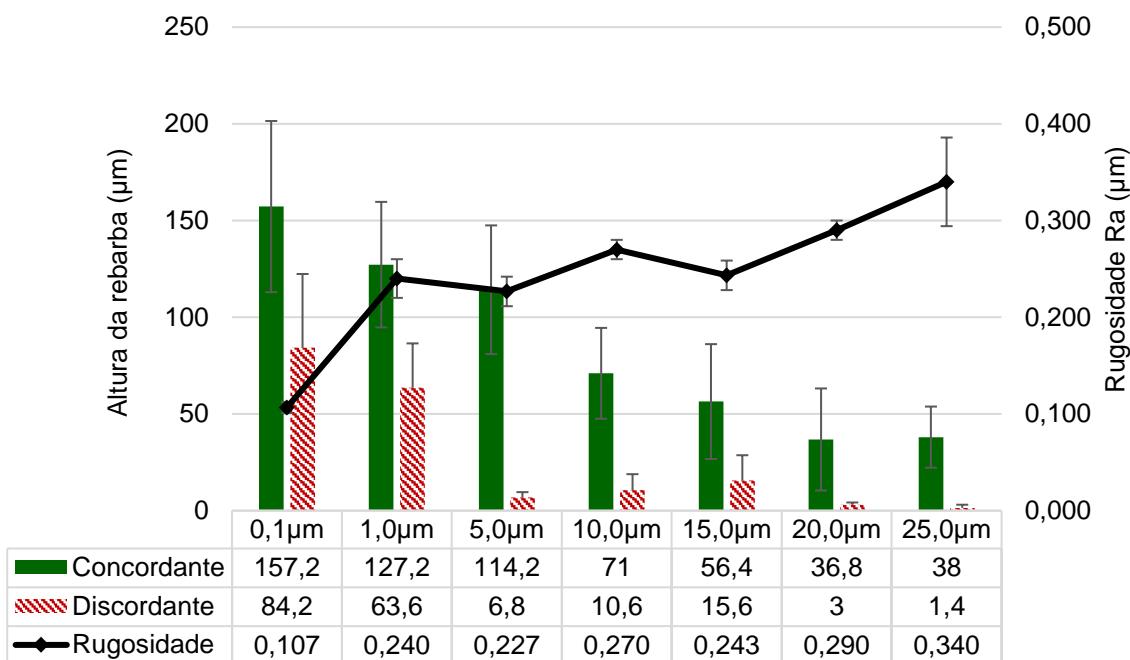


Figura 4.66 – Resultados de rebarbas e rugosidade para diferentes avanços.

Ao observar a Fig. 4.66 é possível notar duas tendências claras: redução de ambas as rebarbas e aumento da rugosidade com aumento do fz. Em relação às rebarbas é possível ainda notar que há uma grande diferença entre o valor da rebarba concordante e discordante, e que esta diferença também aumenta a partir de fz 5,0 μm.

Nakamoto et al. (2012) também avaliaram o avanço por dente, os autores utilizaram os seguintes valores em μm: 0,10, 0,20, 0,35, 0,50, 0,75, 1,00, 1,50, 2,00, 3,50, 5,00, 7,50 e 10,00 para usinar WC com microfresas de PCD, os autores verificaram um aumento repentino no valor da rugosidade Rz de praticamente 0,4 μm quando fz atingia o valor de 1 μm para, e de aproximadamente 0,8 μm para fz 5,0 μm. Vale ressaltar que os valores de Rz baixos são devidos aos pequenos valores de profundidade de corte que os autores utilizaram, em que a máxima foi 1 μm.

Neste trabalho o maior aumento da rugosidade foi entre 0,1 μm e 1,0 μm, com um aumento de 0,133 μm, aproximadamente 124%.

Em relação ao comportamento apresentado pelas rebarbas, um resultado similar foi obtido por De Assis et al. (2015), ao microfresar aço de baixo carbono com grãos ultrarefinados e comparar com aço baixo carbono bifásico. Os autores utilizaram microfresas Mitsubishi de 200 μm e 800 μm, e os seguintes parâmetros: $a_p = 32 \mu\text{m}$, $f_z = 0,5 \mu\text{m}$, $3,0 \mu\text{m}$ e $10 \mu\text{m}$ e $10\,000 \text{ rpm}$ e $54\,000 \text{ rpm}$. Ao observar qualitativamente as dimensões das rebarbas, os autores observaram que a dimensão das rebarbas é inversamente proporcional ao avanço por dente, para o material com grãos refinados.

Correlacionado com os resultados deste trabalho, pode-se concluir que a mínima espessura de corte para o Inconel 718 com microfresas MS2MSD0040 é de 5,0 μm , antes desse valor os efeitos de *plowing* prevalecem sobre o corte, desta forma, até este valor o efeito escala se sobressai no processo de microfresamento.

Na Figura 4.67 é possível observar o sinal de força para o maior avanço $f_z = 25,0 \mu\text{m}$, nesta figura são também identificadas as regiões importantes do sinal.

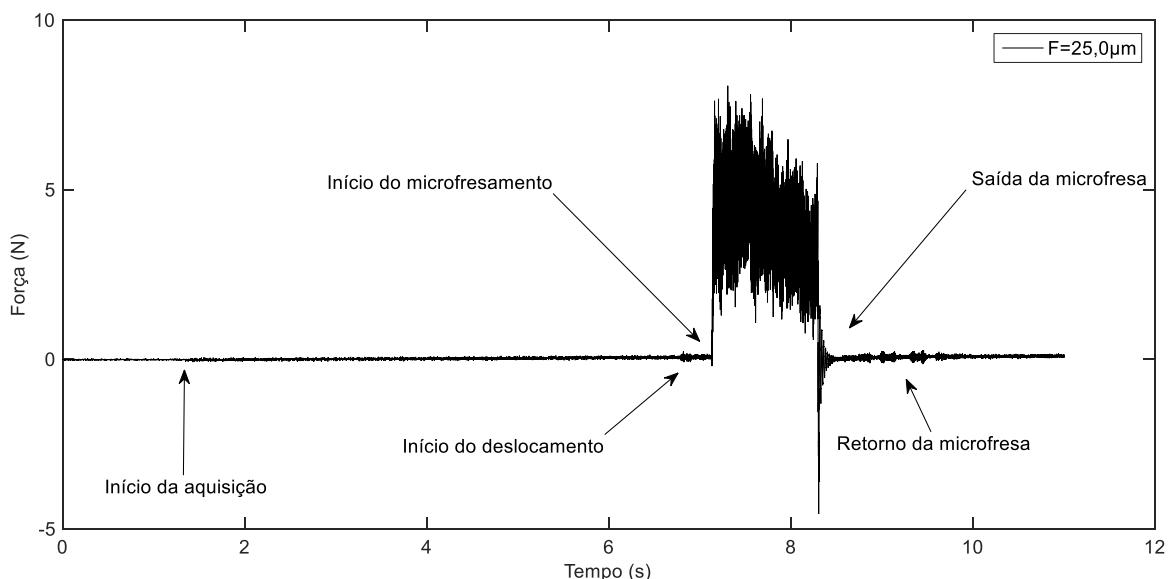


Figura 4.67 – Sinal da força em função do tempo para $f_z = 25,0 \mu\text{m}$.

Algumas diferenças podem ser observadas entre os sinais apresentados na Fig. 4.67 e os apresentados na Fig. 4.6. A primeira é que devido a uma mudança no posicionamento o corte está indicado na escala y positiva. Além disso, a metodologia de medição de força foi aprimorada adicionando-se amortecimento em relação às vibrações geradas pelo deslocamento da mesa, gerando um sinal de maior qualidade.

A Figura 4.68 contém os resultados de força em função do tempo para os outros avanços, nesta figura é possível observar que para os avanços menores as forças de corte ficam em torno de 5 N e para os avanços maiores em torno de 6 N aumentando para 6,7 N no canal usinado com $f_z = 20,0 \mu\text{m}$, e atingindo 7 N no canal usinado com $f_z = 25,0 \mu\text{m}$. Esta pequena variação dever estar relacionada ao desgaste uma vez que os canais com $f_z = 20,0 \mu\text{m}$ e $f_z = 25,0 \mu\text{m}$ foram os últimos canais realizados.

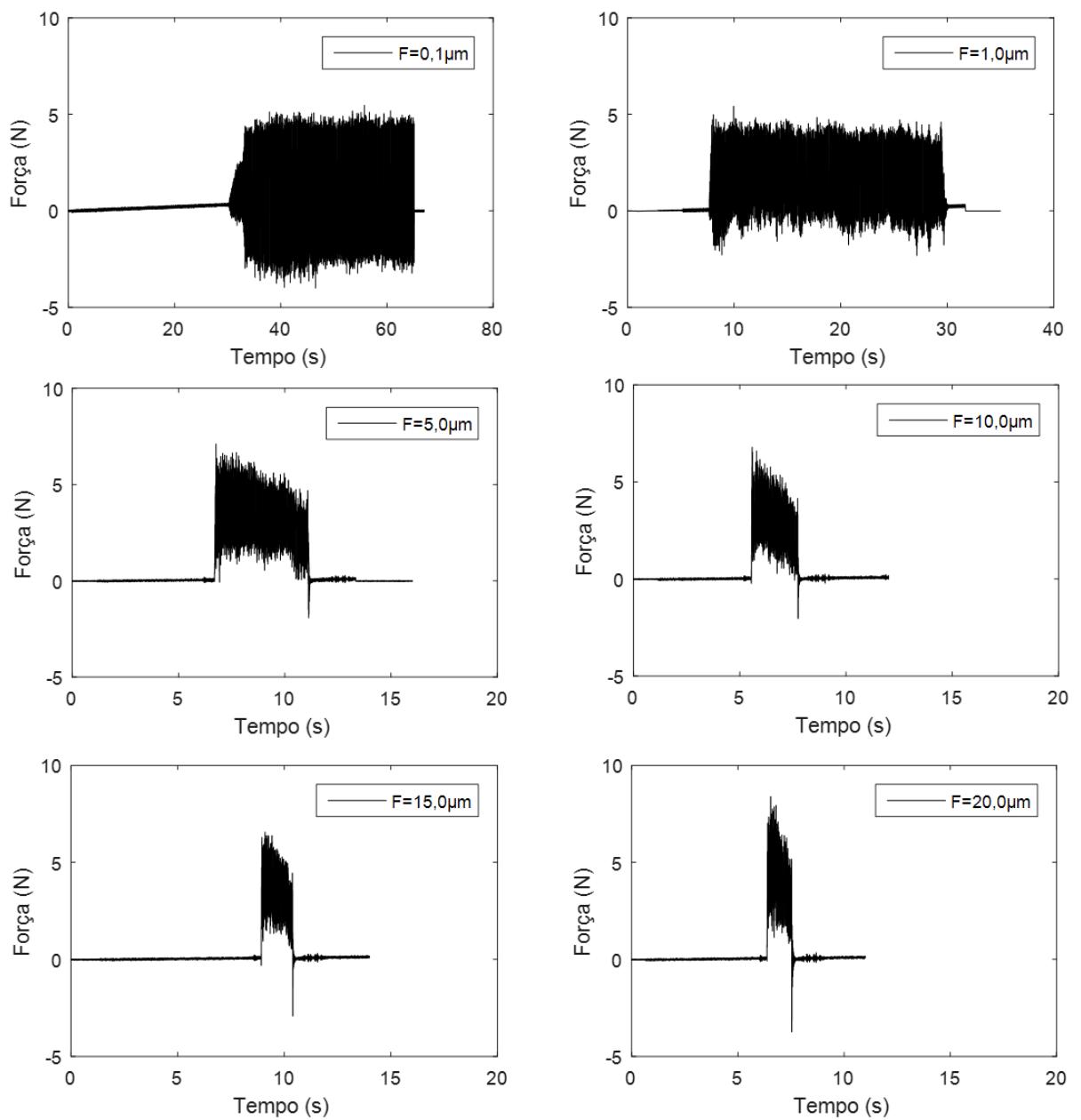


Figura 4.68 – Sinais da força em função do tempo para diferentes avanços.

Em relação aos sinais da Fig. 4.68 é possível observar que mesmo com as melhorias nos sinais os avanços f_z menores apresentam forças negativas, devido ao elevado *plowing*, que param de existir para $f_z = 5,0 \mu\text{m}$, comprovando a mínima espessura de corte que havia sido deduzida a partir da literatura e da formação das rebarbas do fundo de canal.

Em geral os resultados com avanços elevados foram satisfatórios e demonstraram que é possível microfresar em avanços muito maiores do que o usualmente relatado na literatura, de $0,1 \mu\text{m}$ até $5,0 \mu\text{m}$, pois não há redução na qualidade dos canais e nem aumento significativo nas forças de corte, e propicia a redução na altura das rebarbas. O único

parâmetro que apresentou piora com o aumento de f_z foi a rugosidade R_a , devido às marcas de avanço.

4.9.3 Uso de réplicas

Ao avaliar estatisticamente a influência do uso de réplicas, para os ensaios com fluido de corte, como variável de entrada na análise estatística sua significância foi maior do que de a dos parâmetros de corte estudados.

Na Figura 4.69, são apresentados os gráficos de Pareto (forma gráfica de avaliar a significância similar à análise do P-valor) em que o termo A representa a réplica (fator de 2 níveis: ensaio -1 e réplica +1), o número do canal (fator B) e a velocidade de corte (fator C).

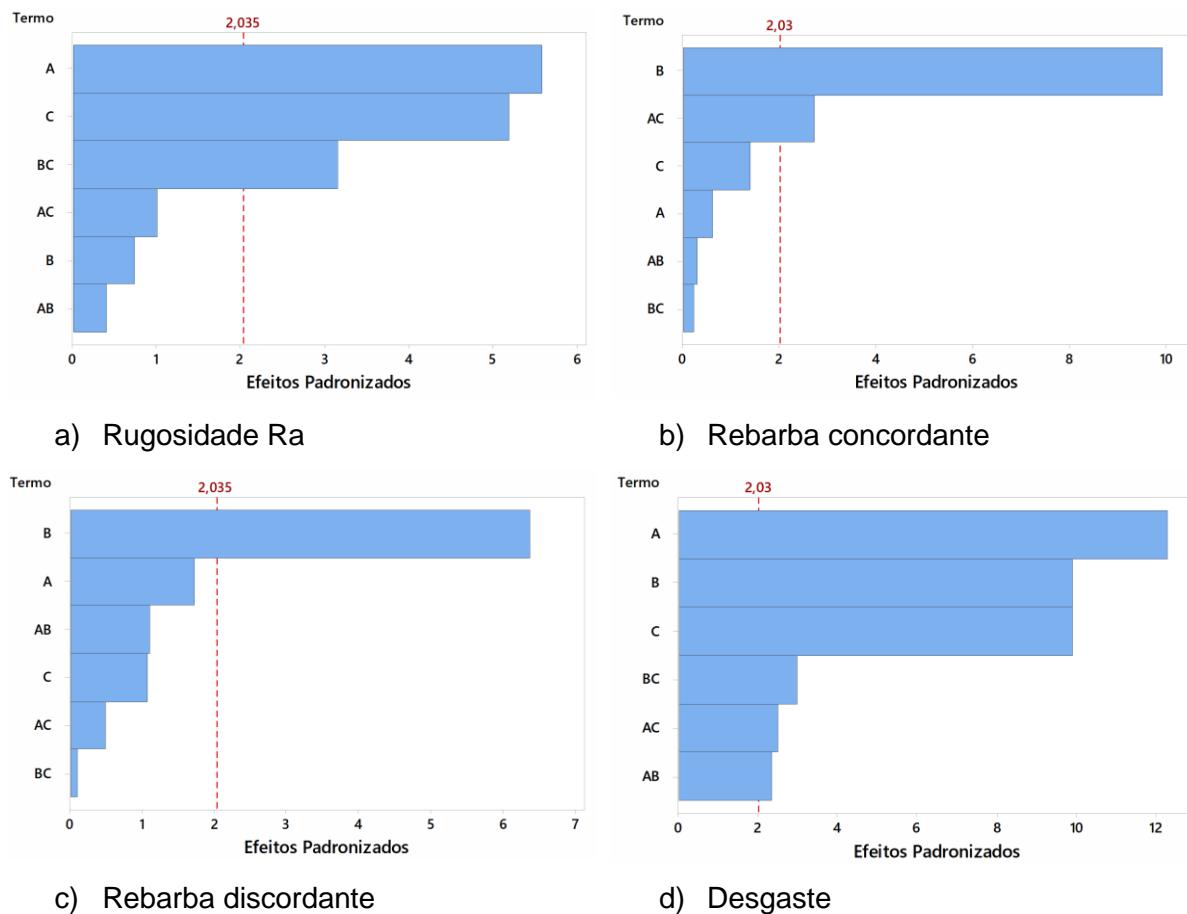


Figura 4.69 – Gráficos de Pareto para os resultados dos ensaios com fluido de corte

Da Figura 4.69 é possível concluir que ao adicionar a réplica como fator, ela passa a ser o fator com maior influência para a rugosidade e o desgaste. Além disso, todos os efeitos combinados passam a ser significativos para o desgaste e o efeito combinado (canal x velocidade) passa a ser significativo para a rugosidade. Em relação a ambas as rebarbas, concordante e discordante, fica evidente que o comprimento usinado é o maior fator de

influência, neste caso, indicando que as rebarbas da réplica apresentaram comportamento similar às do ensaio.

Apesar dessa influência da réplica, ao focar nas variáveis de saída, é possível observar que há uma concordância entre o resultado do ensaio e da réplica, e que essa elevada influência estatística deve estar relacionada às baixas variações obtidas para as variáveis estudadas, bem como aos diversos fatores que influenciam no processo de microusinagem, alguns deles compilados na Tab. 4.7.

Tabela 4.7 – Parâmetros que influenciam no microfresamento.

Variável	Parâmetros que influenciam
Desgaste	espessura de corte (CHAE et al., 2006) material da ferramenta (XU et al., 2016) raio da ferramenta (MALEKIAN et al., 2012) velocidade de corte (ZIBEROV et al., 2016a) revestimento da microfresa (UCUN et al., 2013) ângulo de ataque da ferramenta (THEPSONTHI et al., 2015) fluído de corte (ZIBEROV et al., 2016a, UCUN et al., 2013 e VASQUEZ et al., 2015)
Rebarba	fluído de corte (DOS SANTOS et al., 2017) velocidade de corte. (LEKKALA et al., 2011) inclinação da microfresa (AURICH et al., 2017) raio de ponta (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009) lado do canal (WU et al., 2017 e DOS SANTOS et al., 2017)
Qualidade do canal	APC (ZIBEROV et al., 2016a) lado do canal (SCHUELER, 2010). inclinação da microfresa (AURICH et al., 2017) profundidade de corte (FURUKAWA; MORONUKI, 1988)

Continuação da Tabela 4.7 – Parâmetros que influenciam no microfresamento.

Cavaco	ângulo de folga (DIB et al., 2018) ângulo de corte (DIB et al., 2018) avanço por dente (DIB et al., 2018) espessura de corte (DIB et al., 2018) flexão da ferramenta (JACKSON, 2006) profundidade de corte (DIB et al., 2018) penetração de trabalho (DIB et al., 2018) raio de curvatura efetivo (DIB et al., 2018) ângulo de inclinação da ferramenta (DIB et al., 2018) elevada energia e oxidação (DE OLIVEIRA et al., 2019)
Rugosidade	velocidade de corte. (GOLSHAN et al., 2017) profundidade de corte (BANDAPALLI et al., 2017) fluído de corte (LI; CHOU, 2010 e MITTAL et al., 2017) tamanho dos grãos da microestrutura (AHMADI et al., 2018) avanço (DOS SANTOS et al., 2015 e BANDAPALLI et al., 2017)
Forças de corte	espessura de corte (CHAE et al., 2006) ângulo de fricção (MALEKIAN et al., 2012) raio da ferramenta (MALEKIAN et al., 2012) não homogeneidade do material (CHAE et al., 2006) fluído de corte (LIU et al., 2017 e MITTAL et al., 2017) penetração de trabalho ou o avanço (WANG et al., 2017) ângulo de ataque da ferramenta (THEPSONTHI et al., 2015) microestrutura do material (FURUKAWA; MORONUKI, 1988, AHMADI et al., 2018 e LIU et al., 2017)
Vibrações	desgaste da microfresa (PARK; RAHNAMA, 2010) fluído de corte (LIU et al., 2017 e MITTAL et al., 2017)

Isto indica que é necessário certo cuidado ao adotar o uso de réplica para microusinagem, uma vez que pode ser mais vantajoso variar os parâmetros do que realizar réplicas. Outra proposta é o uso de um maior número de réplicas, o que em geral não é viável para usinagem.

4.10 Análise geral

O microfresamento é um processo extremamente sensível à microestrutura do material usinado, ao microfresar Inconel 718 forças de corte elevadas são desenvolvidas. Estas elevadas forças ocorrem devido à resistência à deformação dos grãos austeníticos e dos precipitados duros. Além disso, a matriz dúctil faz com que ocorram grandes deformações elásticas (*plowing*) que se traduzem em elevadas dimensões de rebarbas e desgaste da ferramenta.

O uso de fluido de corte é um recurso importante para melhorar a qualidade da superfície usinada, e essencial para reduzir o desgaste da microfresa. Reduzindo principalmente os desgastes por lascamentos, difusão e adesão, além de reduzir o desgaste na aresta secundária de corte e o desgaste de flanco.

Foi verificado ainda que a aresta secundária também realiza usinagem, o que justifica seus grandes desgastes na usinagem a seco. Este tipo de corte gera cavacos do tipo fita de grandes dimensões ou de pequenas dimensões e alta energia, diferente dos cavacos helicoidais gerados na aresta principal de corte.

Os cavacos de pequena dimensão e alta energia oxidam-se em uma reação exotérmica gerando cavacos esferoidais, de microestrutura dendrítica, que ocorrem com maior frequência em ensaios a seco. A presença deste tipo de cavaco demonstra as elevadas energias específicas do processo, também observadas na forma de modificação microestrutural.

Os resultados dos ensaios variando-se o avanço por dente sugerem que a mínima espessura de corte para que sejam formados cavacos e o efeito escala seja minimizado, favorecendo a microusinagem, é de 5 μm . Desta forma o trabalho cumpriu seu objetivo de contribuir com a microusinagem do Inconel 718.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

A partir dos ensaios e análises realizados sobre o processo de microfresamento de Inconel 718 foram obtidas as seguintes conclusões, que serão apresentadas agrupadas de acordo com os itens apresentados no Capítulo IV:

- i. Microfresamento a seco:
 - a. Microfresamento a seco gera desgastes elevados, nas arestas principal e secundária. Destacam-se as seguintes formas de desgaste ou falha da ferramenta: arredondamento da aresta de corte, destacamento do revestimento e quebra da ponta de corte. Sendo aderência o principal mecanismo de desgaste
 - b. O menor valor de desgaste obtido foi $6,2 \mu\text{m}$ ($f_z=1,0 \mu\text{m}$, $v_c = 75,4 \text{ m/min}$) e o maior foi $12,5 \mu\text{m}$ ($f_z=0,1 \mu\text{m}$, $v_c = 50,3 \text{ m/min}$), ambos para 15 mm de comprimento usinado.
 - c. Considerando o desgaste e a qualidade do canal os melhores parâmetros de corte para a usinagem deste material são: $v_c = 50,3 \text{ m/min}$ e $75,4 \text{ m/min}$ com $f_z=5,0 \mu\text{m}$, para ensaios a seco.
- ii. Fluido de corte no microfresamento de Inconel 718:
 - a. Regiões de baixa qualidade com material aderido e rebarba de fundo de canal ocorrem utilizando fluido a 30 pulsos/min.
 - b. Não há presença de rebarbas de fundo do canal e praticamente não há material aderido, para 200 pulsos/min. Esta condição propicia uma redução 33% nas forças de corte em relação ao microfresamento a seco.
- iii. Rugosidade dos canais:
 - a. Os valores de rugosidade Ra se mantiveram baixos: entre $0,1 \mu\text{m}$ e $0,2 \mu\text{m}$.
 - b. A velocidade de corte igual a $50,3 \text{ m/min}$, propicia os menores valores de Ra.
 - c. Há um pico nos valores de rugosidade próximo a um comprimento usinado de 120 mm, para $v_c = 13,8 \text{ m/min}$, $50,3 \text{ m/min}$ e $75,4 \text{ m/min}$.

- iv. Rebarbas:
 - a. Não foram observadas rebarbas de fundo do canal nos ensaios com fluido.
 - b. As rebarbas de saída apresentaram grandes dimensões, chegando a $60 \mu\text{m}$.
 - c. As rebarbas iniciam pequenas e aumentam até um comprimento usinado de 60 mm, a partir daí elas se estabilizam (qualitativamente).
 - d. A altura das rebarbas apresentou comportamento similar ao da rugosidade, com a formação de um pico próximo ao comprimento usinado de 120 mm.
- v. Desgaste das microfresas:
 - a. Não houve quebra das microfresas.
 - b. Os menores comprimentos microusinados até o critério de fim de vida foram 90 mm e 105 mm, para o ensaio com $v_c = 13,8 \text{ m/min}$ e sua réplica.
 - c. A microfresa não atingiu seu fim de vida microusinando com $v_c = 25,1 \text{ m/min}$.
 - d. Com aplicação de fluido de corte há um ganho no comprimento usinado até o fim de vida de: 1000% para $v_c = 25,1 \text{ m/min}$ e $v_c = 75,4 \text{ m/min}$, e de 500% para $v_c = 50,3 \text{ m/min}$. Destaca-se que: com fluido de corte foi utilizado $a_p = 40 \mu\text{m}$ e sem fluido de corte $a_p = 20 \mu\text{m}$.
 - e. O desgaste na aresta secundária de corte é resultado da formação de cavaco nesta aresta e não somente do *plowing*, conforme esperado.
- vi. Qualidade da superfície:
 - a. Os canais apresentaram boa qualidade, com superfícies praticamente sem destacamento ou material aderido, apenas marcas suaves de avanço e em alguns canais uma marca linear deixada pelo desgaste da aresta secundária de corte.
 - b. Não foram verificadas rebarbas de fundo do canal.
- vii. Acústica e vibrações:
 - a. Há diferença entre os sinais de uma ferramenta nova, no fim de vida e no fim dos ensaios para praticamente todas as bandas de frequência adquiridas.
 - b. O parâmetro estatístico capaz de diferenciar o estado da microfresa foi o mesmo para o sinal do microfone e do acelerômetro.
 - c. Não foi possível correlacionar os sinais uma vez que cada ensaio apresentou significância para um parâmetro diferente.
- viii. Cavacos
 - a. Existem três tipos principais de cavaco no microfresamento de Inconel 718.
 - b. Cavaco helicoidal: formado na aresta principal de corte, possui dimensões máximas próximas às da largura do canal.

- c. Cavaco tipo fita: formado na aresta secundária de corte, pode ter dimensões superiores à do canal, indicando acúmulo de material, ou pequenas dimensões na ordem de 1 μm .
 - d. Cavacos esferoidais: pequenos cavacos, com elevada energia, que oxidam e se fundem formando esferas.
 - e. Os cavacos esferoidais obtidos foram do tipo dendríticos. Resultados computacionais indicam que eles são formados na aresta de corte secundária.
- ix. Influência da microestrutura do material: as alterações microestruturais observadas são mais um indicativo da alta energia específica do processo.
- x. Microusinagem com avanços elevados:
- a. Em geral as rebarbas diminuem com o aumento do avanço por dente.
 - b. As marcas de avanço se tornam mais visíveis a partir de $f_z = 10,0 \mu\text{m}$, e então aumentam, de forma proporcional ao f_z , aumentando também o R_a .
 - c. O espaçamento entre as marcas de avanço mede cerca de 2 vezes o f_z .
 - d. Canais sem rebarba de fundo do canal são gerados a partir de um $f_z = 5,0 \mu\text{m}$.
 - e. As forças negativas, que ocorrem devido à recuperação elástica do material e sua resistência ao corte, tornam-se insignificantes a partir de $f_z = 5,0 \mu\text{m}$.
- xi. Análise geral: a mínima espessura de cavaco é $f_z = 5,0 \mu\text{m}$, valores menores não são adequados e valores maiores podem ser utilizados quando se deseja minimizar as rebarbas. É essencial a aplicação de fluido de corte para microfresar Inconel 718 pois aumenta a vida da microfresa e melhora a superfície dos canais. Microfresas com maior ângulo de posição secundário podem ser uma alternativa para reduzir os desgastes nas arestas secundárias de corte.

Sugestões para trabalhos futuros

As sugestões para que trabalhos futuros possam aprofundar no estudo e complementar os resultados obtidos nesta pesquisa são:

- i. Realizar os ensaios com adição de partículas sólidas no fluido de corte com intuito de lubrificar a interface microferramenta-peça com intuito contribuir na redução do desgaste.
- ii. Otimizar e aplicar a metodologia de medição de força, bem como elaborar uma metodologia para análise dos sinais de vibração, para obtenção de um monitoramento completo para o processo.
- iii. Comparar materiais diferentes para que seja possível estudar a microunsinabilidade dos materiais.
- iv. Utilizar processos de rebarbação mecânicos ou híbridos para reduzir ou eliminar as rebarbas.

REFERÊNCIAS

ABENI, A., LANCINI, M., ATTANASIO, A., Characterization of machine tools and measurement system for micromilling, **Nanotechnology and Precision Engineering**, v. 2, 2019, p. 23–28. <https://doi.org/10.1016/j.npe.2019.03.006>

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

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

AFASOV, S.M., ZDEBSKI, D., RATCHEV, S.M., SEGAL, J., LIU, S., Effects of micro-milling conditions on the cutting forces and process stability, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 213, 2013, p. 671– 684. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.12.001>

AHMADI, M., KARPAT, Y., ACAR, O., KALAY, Y. E., Microstructure effects on process outputs in micro scale milling of heat treated Ti6Al4V titanium alloys, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 252, 2018, p. 333–347 <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.09.042>

ALHADEFF, L.L., MARSHALL, M. B., CURTIS, D.T., SLATTER, T., Protocol for tool wear measurement in micro-milling, **Wear**, 420–421, 2019, p. 54–67. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.11.018>

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

ARDASHEV, D.V., Photometric analysis of chips after grinding different steel, **Procedia Eng.** v. 150, 2016a, 702–706. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.090>

ARDASHEV, D.V., Impact of grinding steel chemical composition on chips grain-size composition, **Procedia Eng.** v. 150, 2016b, p.707–711. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.091>

AURICH, J. C., BOHLEY, M., REICHENCHACH, I. G., KIRSCH, B., Surface quality in micro milling: Influences of spindle and cutting parameters, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 66, 2017, p.101–104. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.04.029>

ASLANTAS, K., CICIEK, A., The effects of coolinf/lubrication techniques on cutting performance in micro-milling of Inconel 718 superalloy, **Procedia CIRP**, v. 77, 2018, p.77-73. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.219>

ASM. Properties and selection - Nonferrous alloys and special-purpose materials. 10.ed. ASM International, 1990. 3470p. Handbook Vol. 2.

ASM. ASM metals handbook machining. 10 Ed., USA: ASM International, 2004. Vol. 16.

BALOGH, I., The formation of spherical particles under abrasive conditions, **Period.Polytech.** Ser. Mech. Eng. v. 46 (1), 2002, p. 29–35.

BANDAPALLI, C., SUTARIA, B. M., BHATT, D. V., SINGH, K. K., Experimental Investigation and Estimation of Surface Roughness using ANN, GMDH & MRA models in High Speed Micro End Milling of Titanium Alloy (Grade-5), **Materials Today: Proceedings**, v. 4 , 2017, p. 1019–1028. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.01.115>

BANDAPALLI, C., SUTARIA, B. M., PRASAD, D. V., SINGH, K. K., Tool Wear Analysis of Micro End Mills - Uncoated and PVD Coated TiAIN & AlTiN in High Speed Micro Milling of Titanium Alloy, **Procedia CIRP**, v. 77, 2017, p. 626-629. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.191>

BIERMANN, D., STEINER, M., KREBS, E., Investigation of Different Hard Coatings for Micromilling of Austenitic Stainless Steel, **Procedia CIRP**, v. 7, 2013, p.246 – 251. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.05.042>

BRINKSMEIER, E., RIEMER, O., TWARDY, S., Tribological behavior of micro structured surfaces for micro forming tools, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n. 50, 2010, p. 425–430. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.11.006>

BONNEY, J. **High-Speed Machining of Nickel-base, Inconel 718, Alloy with Ceramic and Coated Carbide Cutting Tools using Conventional and High-Pressure Coolant Supplies.** 2004. 238 f. Ph.D. Thesis - London South Bank University, London, Great Britain.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing cutting technology. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 52, 2003, p. 483–507. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60200-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60200-5)

CAMARA, M.A., RUBIO, J.C.C., ABRÃO, A. M., DAVIM, J. P., State of the Art on Micromilling of Materials, a Review, **Journal of Materials Science & Technology**, n.28, 2012, p. 673–685. [https://doi.org/10.1016/S1005-0302\(12\)60115-7](https://doi.org/10.1016/S1005-0302(12)60115-7)

CAMPBELL, F. C. **Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials.** 1.ed. Elsevier Science, 2006. 616p.

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

CHENG, K., HUO, D., **Micro-Cutting Fundamentals and Applications**, 1 ed., Wiley, Reino Unido, 2013, 348p.

CHEN, M., CHEN, N., GUO, Y., WU, C., WANG, X., Study on the carbide tool wear mechanisms in micro milling stair-shape target of LiF crystal, **International Journal Advanced Manufacturing Technology**, v. 84, 2016, p. 1163–1175. [DOI 10.1007/s00170-015-7779-6](https://doi.org/10.1007/s00170-015-7779-6)

CHERN, G., WU, Y. E., CHENG, J., YAO, J., Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-EDM, **Precision Engineering**, v.31, 2007, p. 122–129. [doi:10.1016/j.precisioneng.2006.04.001](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2006.04.001)

CORBETT, J., MCKEOWN, P.A., PEGGS, G.N., WHATMOR, R., Nanotechnology: International Developments and Emerging Products, **Annals of the CIRP**, n. 49/2, 2000, p. 523-545. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63454-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63454-4)

DE ASSIS, C.L., JAVENICIUS, R.G., RODRIGES, A.R., Micro end-milling of channels using ultrafine-grained low-carbon steel, **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, 2015, p.1155–1165. [DOI 10.1007/s00170-014-6503-2](https://doi.org/10.1007/s00170-014-6503-2)

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

DE CHIFFRE, L.; LONARDO, P.; TRUMPOLD, H.; LUCCA, D. A.; GOCH, G.; BROWN, C. A.; RAJA, J.; HANSEN, H. N. Quantitative Characterization of Surface Texture. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 49, n. 2, p. 635-352, 2000. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63458-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63458-1)

DEMIRAL, M., ROY, A., SAYED, T.E., SILBERSCHMIDT, V.V., Numerical modelling of micro-machining of f.c.c. single crystal: Influence of strain gradientes, **Computational Materials Science**, v. 94, 2014, p. 273–278. <http://dx.doi.org/10.1016/j.commatsci.2014.05.058>

DE OLIVEIRA, F.B., RODRIGUES, A.R., COELHO, R.T., SOUZA, A.F., Size effect and minimum chip thickness in micromilling, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 89, 2015, p.39–54. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.11.001>

DE OLIVEIRA, D. **Retificação de Inconel 718 com Multicamadas de Grafeno Dispersas em Fluido de Corte Aplicado via Técnica MQL**. 2017, 109 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia - MG.

DE OLIVEIRA, D.; SILVA, R. B.; SILVA, L. S. V.; ARENCIBIA, R. V.. Influência da penetração de trabalho no desvio dimensional e na qualidade tolerância de trabalho (it) em peças de inconel 718 retificadas. **Anais do XXI Colóquio de Usinagem**, 2017.

DE OLIVEIRA, D.; DA SILVA, R. B. ARENCIBIA, R. V., Avaliação de desvio dimensional em Inconel 718 após a retificação em diferentes técnicas de lubri-refrigeração **revista Matéria**, v.00, n.0, pp. xx – xx, 2018. Em edição.

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

DE OLIVEIRA, D., DA SILVA, R. B., GELAMOS, R.V., Influence of multilayer graphene platelet concentration dispersed in semisynthetic oil on the grinding performance of Inconel 718 alloy under various machining conditions. **Wear**, v. 426–427, 2019, p.1371–1383. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.114>

DIB, M.H.M., DUDUCH, J.G., JASINEVICIUS, R.G., Minimum chip thickness determination by means of cutting force signal in micro endmilling, **Precision Engineering**, v. 51, 2018, p. 244–262. <http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.08.016>

DORNFELD, D., MIN, S., TAKEUCHI, Y., Recent Advances in Mechanical Micromachining, **Annals of the CIRP**, v. 55/2/2006, 2006. <doi:10.1016/j.cirp.2006.10.006>

DOS SANTOS, J.C. **Estudo do uso de ferramentas cerâmicas na usinagem de Inconel 718**. 2010. 64f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) –Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade estadual Paulista, Guaratinguetá.

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

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

DOS SANTOS, A. G., CUNHA, D. F., ZIBEROV, M., DA SILVA, M. B., JACKSON, M. J., Avaliação Da Influência Do Fluido De Corte Na Formação De Rebarba No Processo De Microfresamento De Inconel 718 E Aço Inoxidável Duplex Uns S32205, **Anais do 9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 2017.

DUDZINSKI, D., DEVILLEZ, A., MOUFKI, A., LARROUQUE`RE, D., V. ZERROUKI , VIGNEAU J. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy, **International Journal of machine tools & manufacture**. v. 44, p.439-456, jun 2004. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00159-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00159-7)

DUPONT, J.N., LIPPOLD, J. C., KISER, S. D., **Welding Metallurgy and Weldability of Nickel-base Alloys**, New Jersey: Ed. Wiley, Estados Unidos da America, 2009, 440p.

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

EZUGWU, E.O., WANG, Z. M., MACHADO, A. R. The machinability of Nickel-Based Alloys: A Review. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 86. p. 1-16, 1999. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00314-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00314-8)

EZUGWU, E.O. An overview of the machinability of aeroengine alloys. **Journal of Materials Technology.** v. 134, p.233 – 253, 2002. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)01042-7](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)01042-7)

EZUGWU, E. O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** v. 45, p. 1353–1367, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.02.003>

FILIZ, A., CONLEY, C. M., WASSERMAN, M.B., OZDOGANLAR, O.B., An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills, International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 47, 2007, p. 1088–1100. [doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.09.024](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.09.024)

FURUKAWA, Y., MORONUKI, N., Effect of material properties on ultra precise cutting processes, **Annals of the CIRP**, n. 37/1, 1988. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61598-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61598-4)

GOLSHAN, A., BAHARUDIN, B.T.H.T., AOYAMA, H., AFIFFIN, M.K.A.M., ISMAIL, M.I.S., EHSAN, A.A., Ultraprecision Machining of Silicon Wafer by Micromilling Process, Procedia Engineering, v. 184, 2017, p. 192 – 196. [doi: 10.1016/j.proeng.2017.04.085](https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.04.085)

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

G-STYLE S.A., Technical Specifications of AISI304, Engineering Department, Disponível em: < <http://www.gstyle.com/en/download/aisi304.pdf>>, acesso em setembro de 2016.

HUTCHINGS, I. M., **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**, 4^a ed., Londres: Arnold, 1996. 273 p.

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

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

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

JACKSON, M. J., Primary chip formation during the micromachining of engineering materials, Proc. IMechE J. **Engineering Manufacture**, v. 219, Part B, 2005. [DOI: 10.1243/095440505X30168](https://doi.org/10.1243/095440505X30168)

JAIN, V.K., Editorial by V.K. Jain, I.I.T. Kanpur (India) for the special issue on “micromanufacturing”, Int. J. Adv. Manuf. Technol. v. 85 (9–12), 2015, p. 1937–1939. [DOI: 10.1007/s00170-014-6601-1](https://doi.org/10.1007/s00170-014-6601-1)

KAPLONEK W., NADOLNY K., HABRAT W., Morphology of near- and semispherical melted chips after the grinding processes using sol-gel abrasives based on SEM imaging and analysis, **Adv. Mater. Sci. Eng.**, 2016. [DOI: 10.1155/2016/2573920](https://doi.org/10.1155/2016/2573920)

KHAN, M.A., STARR, A.G., COOPER, D., A methodology for online wear debris morphology and composition analysis, **Proc. Inst. Mech. Eng.**, Part J: J. Eng. Tribol. v. 222(7), 2008, p. 785–796. [DOI: 10.1243/13506501JET449](https://doi.org/10.1243/13506501JET449)

KIM, J., KIM, D. S., Theoretical analysis of micro-cutting characteristics in ultra-precision machining, **Journal of Materials Processing Technology**, n. 49, 1995, p. 387-398. [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)01345-2](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)01345-2)

KIMURA, H., SAKAI, Y., FUJII, T., Organ/body-on-a-chip based on microfluidic technology for drug discovery, **Drug Metabolism and Pharmacokinetics**, v. 33, 2018, p. 43-48. <https://doi.org/10.1016/j.dmpk.2017.11.003>

KISTLER, Multicomponent Dynamometer. Disponível em: <<https://www.kistler.com/?type=669&fid=95592&model=document&callee=frontend>>, acesso em julho de 2019a.

KISTLER, Instruction Manual, Quartz 3-Component, Dynamometer Type 9257B, 2019b.

KUMAR M., MUKHERJEE P.S., MISRA N.M., Advancement and current status of wear debris analysis for machine condition monitoring: a review, **Ind. Lubr. Tribology**, v. 65 (1), 2013, p. 3–11. <https://doi.org/10.1108/00368791311292756>

KUMAR, P., FUMAR, M., BAJPAI, V., SINGH, N., Recent advances in characterization, modeling and control of burr formation in micro-milling, **Manufacturing Letters**, v. 13, 2017, p. 1–5. <http://dx.doi.org/10.1016/j.mfglet.2017.04.002>

LAI, X., LI, H., LI, C., LIN, Z., NI, J., Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, 2008, p.1–14. [doi:10.1016/j.ijmachtools.2007.08.011](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.08.011)

LEKKALA, R., BAJPAI, V., SINGH, R. K., JOSHI, S. S., Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling. **Precision Engineering**, v. 35, 2011, p.625– 637. [doi:10.1016/j.precisioneng.2011.04.007](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2011.04.007)

LETNER H., **Modern perspective of grinding, Process Grind. Finish.** 1 ed., 1955.

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

LI, Q.; LERMA, I.; EDINBAROUGH, I.; ALVARADO, J.; HUNG N. P. Characterization of Micromist for Effective Machining. In: Proc. of the ASME 2015 **International Mechanical**

Engineering Congress & Exposition. p. 13-19, 2015. <https://doi.org/10.1115/IMECE2015-53632>

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

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

LIU, D., WANG, G., YU, J., RONG, Y., Molecular dynamics simulation on formation mechanism of grain boundary steps in micro-cutting of polycrystalline copper, **Computational Materials Science**, v. 126, 2017, p. 418–425.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.commatsci.2016.10.001>

LOY, B., MCCALLUM, R., Mode of formation of spherical particles in rolling contact fatigue, **Wear**, v.24 (2), 1973, p. 219–228. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(73\)90234-2](https://doi.org/10.1016/0043-1648(73)90234-2)

LU, L., FARRIS T.N., CHANDRASEKAR S., Sliding Microindentation Wear Particles: Spheres in Grinding Swarf, **Wear Particles 21 Elsevier Science Publishers**, 1992, pp. 257–263. [https://doi.org/10.1016/S0167-8922\(08\)70531-5](https://doi.org/10.1016/S0167-8922(08)70531-5)

MARUSICH, T.D., ORTIZ, M., Modeling and simulation of high-speed machining, **Internation Jornal Of Numerical Methods In Engineering**, v. 38, 1995, p.3675-3694.

MAHER, Alloy 718 Data Sheet, Disponível em: <
<http://www.maher.com/media/pdfs/718-datasheet.pdf>>, acesso em setembro de 2016.

MASUZAWA, T., TÖNSHOFF, H.K., Three-dimensional micromachining by machine tools, **CIRP Ann.-Manuf. Technol.**, v. 46 (2), 1997, p. 621–628.
[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60882-8](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60882-8)

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

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

mitsubishi, Mitsubishi Carbide. Disponível em <
<https://www.mitsubishicarbide.com/mmus/catalog/pdf/lj/lj403a.pdf>>, acesso em setembro de 2018.

mitsubishi materials. Torneado/Fresado/Soluciones em Herramental. Disponível em
<http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/7814/6475/6277/catalog_c007sa_full.pdf>. Acesso em: 12 jun. de 2019.

MITTAL, R. K., KULKARNI, S. S., SINGH, R., Effect of lubrication on machining response and dynamic instability in high-speed micromilling of Ti-6Al-4V, **Journal of**

Manufacturing Processes, v. 28, 2017, p. 413–421.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.04.007>

NAHATA, S., ONLER, R., KORKMAZ, E., OZDOGANLAR, O. B., Radial throw at the cutting edges of micro-tools when using ultra-high-speed micromachining spindles. **Procedia Manufacturing**, v. 26, 2018a, p. 1517-1526. [DOI: 10.1016/j.promfg.2018.07.085](https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.07.085)

NAHATA, S., ONLER, R., SHEKHAR, S., KORKMAZ, E., OZDOGANLAR, O. B., Radial throw in micromachining: Measurement and analysis, **Precision Engineering**, v. 54, 2018b, p. 21–32. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2018.04.005>

NAKAMOTO, K., KATAHIRA, K., OHMORI, H., YAMAZAKI, K., AOYAMA, T., A study on the quality of micro-machined surfaces on tungsten carbide generated by PCD micro end-milling. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 61, 2012, p. 567–570. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2012.03.112>

NG, C.K., MELKOTE, S.N., RAHMAN, M., KUMAR, A.S., Experimental study of micro- and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6, **Int. J. Mach. Tools Manuf.**, v. 46 (9), 2006, p. 929–936. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.08.004>

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

OSTENDORF, A., CHICHKOV, B.N., Two-photon polymerization, a new approach to micromachining, **Photonics Spectra**, Lurin Publishing, 2006.

PARK, S. S., RAHNAMA, R., Robust chatter stability in micro-milling operations, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 59, 2010, p. 391–394. <http://doi:10.1016/j.cirp.2010.03.023>

PIQUARD, R., ACUNTO, A., LAHEURTE, P., DUDZINSKI, D., Micro-end milling of NiTi biomedical alloys, burr formation and phase transformation. **Precision Engineering**, v. 38, 2014, p. 356–364. <http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2013.11.006>

RAADNUJ, S., Wear particle analysis—utilization of quantitative computer image analysis: a review, **Tribol. Int.**, v.38 (10), 2005, p.871–878. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2005.03.013>

RAHMAN, M.Z., RAHMAN, M., KUMAR, A.S., Modelling of flow stress by correlating the material grain size and chip thickness in ultra-precision machining, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 123, 2017, p.57–75. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.08.001>

RAMANATH, S0., RAMARAJ T.C., SHAW M.C., What grinding swarf reveals, **CIRP Ann.- Manuf. Technol.**, v. 36 (1), 1987, p. 245–247. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62596-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62596-7)

RAMOS, A.C., AUTENRIETH, H., STRAUS, T., DEUCHERT, M., HOFFMEISTER, J., SCHULZE, V., Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, 2012, p. 594– 600. [doi:10.1016/j.jmatprotec.2011.07.007](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.07.007)

RAZAK, N.H., CHEN, Z.W., PASSANG, T., Progression of tool deterioration and related cutting force during milling of 718Plus superalloy using cemented tungsten carbide tools Int J Adv Manuf Technol, v., 86, 2016, p:3203–3216. [DOI 10.1007/s00170-016-8438-2](https://doi.org/10.1007/s00170-016-8438-2)

REED, R. C. **The Superalloys Fundamentals and Applications**. 1.ed. New York: Cambridge University Press, 2006. 392p.

SADIQ, M., A., HOANG, N. M., VALENCIA, N., OBEIDAT, S., HUNG, W., Experimental study of micromilling selective laser melted Inconel 718 superalloy, Procedia Manufacturing, v. 26, 2018, p. 983-992. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.07.129>

SCHALLER, T., BOHN, L., MAYER, J., SHUBERT, K., Microstructure grooves with a width of less than 50 µm cut with ground hard metal micro end mills, Precision Engineering, v., 23, 1999, p. 229–235. [PII: S0141-6359\(99\)00011-2](https://doi.org/10.1016/S0141-6359(99)00011-2)

SCHUELER, G.M., ENGMANN, J., HABERLAND, R., AURICH, J.C., Burr Formation and Surface Characteristics in Micro-End Milling, **Burrs – Analysis, Control and Removal of Titanium Alloys**, ed. Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2010. [DOI 10.1007/978-3-642-00568-8_14](https://doi.org/10.1007/978-3-642-00568-8_14)

SCOTT, D., MILLS, G.H., Spherical particles in rolling contact fatigue, **Nature**, v. 241, 1973a, p. 115–116. <https://doi.org/10.1038/241115a0>

SCOTT, D., MILLS, G.H., Spherical debris-its occurrence, formation and Significance inrolling contact fatigue, **Wear**, v.24 (2), 1973b, p. 235–242. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(73\)90236-6](https://doi.org/10.1016/0043-1648(73)90236-6)

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 & Manufacture**, n. 45, 2005, p. 529–535. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.09.001>

SUN, W., CHEN, Y., LU, G. ZHANG, M., ZHANG, H., WANG, Y., HU, P., Organs-on-chips and Its Applications, CHINESE JOURNAL OF ANALYTICAL CHEMISTRY, v. 44, 2016, p. 533-541. [DOI: 10.1016/S1872-2040\(16\)60920-9](https://doi.org/10.1016/S1872-2040(16)60920-9)

TAKACS, M., VERO, B., MESZAROS, I., Micromilling of metallic materials, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 138, 2003, p. 152–155. [doi:10.1016/S0924-0136\(03\)00064-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00064-5)

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

TENG, X., HUO, D., SHYHA, I., CHEN, W., WONG, E., An experimental study on tool wear behaviour in micro milling of nano Mg/Ti metal matrix composites, **The International**

Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 96, 2018, p. 2127–2140.
<https://doi.org/10.1007/s00170-018-1672-z>

THEPSONTHI, T., OZEL, T., 3-D finite element process simulation of micro-end milling Ti-6Al-4Vtitanium alloy: Experimental validations on chip flow and tool wear, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 221, 2015, p. 128–145.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.02.019>

TOLFREE, D., JACKSON, M.J., **Commercializing micro-nanotechnology products**, ed. Taylor & Francis Group, 2008, p. 272.

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

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

UCUN, I., ASLANTAS, K., BEDIR, F., The performance of DLC-coated and uncoated ultra-fine carbide tools in micromilling of Inconel 718, **Precision Engineering**, n. 41, 2015, p. 135–144. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2015.01.002>

UNIST, Coollube, disponível em: <<https://unist.com/pdf/coolube.pdf>>, acesso em julho de 2019.

VILLARES METALS, Liga especial resistente à alta temperatura, disponível em: <<http://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Ligas-Especiais/Resistentes-a-alta-Temperatura/VAT718QA-ASTM-B637-ICONEL-718>>, acesso em janeiro de 2017.

VASQUEZ, E., GOMAR, J., CIRUNA, J., RODRIGUEZ, C.A., Analyzing effects of cooling and lubrication conditions in micromilling of Ti6Al4V, **Journal of Cleaner Production**, v. 87, 2015, p. 906-913. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.10.016>

VAZQUEZ, E., AMARO, A., CIURANA, J., RODRIGUEZ, C., Process planning considerations for micromilling of mould cavities used in ultrasonic moulding technology, **Precision Engineering**, v., 39, 2015, p. 252–260.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2014.07.001>

VENKATESH, V., SWAIN, N., SRINIVAS, G., KUMAR, P., BARSHILIA, H. C., Review on the machining characteristics and research prospects of conventional microscale machining operations, **Materials and Manufacturing Processes**, 2016. [DOI: 10.1111/msec.12116](https://doi.org/10.1111/msec.12116)

XU, K., ZOU, B., WANG, Y., GUO, P., HUANG, C., An experimental investigation of micro-machinability of aluminumm alloy 2024 using Ti(C₇N₃)-based cermet micro end-mill tools, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 235, 2016, p.13–27.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.04.011>

WAN, M., MA, Y., FENG, J., ZHANG, W., Study of static and dynamic ploughing mechanisms by establishing generalized model with static milling forces, **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 114, 2016, p. 120–131.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.05.010>

WANG J. S., GONG Y. D., ABBA G., CHEN K., SHI J. S., CAI G. Q., Surface generation analysis in micro end-milling considering the influences of grain, **Microsyst Technol**, 2008. 14:937–942 DOI 10.1007/s00542-007-0478-y

WANG, Z., KOVVURI, V., ARAUJO, A., BACCI, M., HUNG, W. N. P., BUKKAPATNAM, S. T. S., Built-up-edge effects on surface deterioration in micromilling Processes, **Journal of Manufacturing Processes**, v. 24, 2016, p. 321–327.
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2016.03.016>

WANG, F., CHENG, X., LIU, Y., YANG, X., MENG, F., Micromilling simulation for the hard-to-cut material, 13th Global Congress on Manufacturing and Management, GCMM 2016, **Procedia Engineering**, n. 174, 2017, p. 693 – 699. [DOI: 10.1016/j.proeng.2017.01.209](https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.209)

WONG, Y.C. DOYLE, E.D. Implications of high strain deformation in grinding, **Wear**, v. 233–235, 1999, p. 395–401. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(99\)00205-7](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(99)00205-7)

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

YADAV, A.Y., KUMAR, M., KAJPAI, V., SINGH, N. K., SINGH, R., K., FE modeling of burr size in high- speed micro-milling of Ti6Al4V, **Precision Engineering**, v. 49, 2017, p. 287–292. <http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.02.017>

YAUN, Y., JING, X., EHMANN, K.F., CAO, C., LI, H., Modeling of cutting forces in micro end-milling, **Journal of Manufacturing Processes**, v., 31, 2018, p. 844–858.
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.01.012>

ZAHEDI, S.A., ROY, A., SILBERSCHMIDT, V.V., Modeling of micro-machining single-crystal f.c.c. metals, **Procedia CIRP**, v. 8, 2013, p. 346 – 350. [doi: 10.1016/j.procir.2013.06.114](https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.114)

ZHANG, X., EHMANN, K.F., YU, T., WANG, W., Cutting forces in micro-end-milling processes, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 107, 2016, p. 21–40.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.04.012>

ZHOU, I., PENG, F.Y., YAN, R., YAO, P.F., YANG, C.C., LI, B., Analytical modeling and experimental validation of micro end-milling cutting forces considering edge radius and material strengthening effects, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 97, 2015, p. 29–41. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.07.001>

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

ZIBEROV, M., CUNHA, D.F., DA SILVA, M.B., HUNG, W.N.P., JACKSON, J., Principais aspectos do processo de microusinagem. **Máquinas e Metais**, fev., 2016b, p. 28-37.

ZIBEROV, M. Aplicação da Microusinagem (Miniaturização) nas Artes Plásticas – a Obra de Mykola Syadristy. **Manufatura em Foco**. v. 5, n. 30, p. 22-23, mar-abr. 2017.

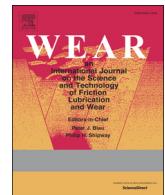
ZIBEROV, M. Microfresamento da Liga Ti-6Al-4V com Microferramentas com Diferentes Revestimentos e Aplicação de MQL. 2018. 121 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil.

ZUM GAHR, K.-H. **Microstructure and wear of materials**. [S.l.]: Elsevier, 1987.



Contents lists available at ScienceDirect

Wear

journal homepage: www.elsevier.com/locate/wear

Spheroidal chip in micromilling

Déborah de Oliveira, Milla Caroline Gomes, Márcio Bacci da Silva*

Federal University of Uberlândia, MG, Brazil

**ARTICLE INFO**

Keywords:
 Micromilling
 Inconel 718
 Metal cutting
 Chip formation

ABSTRACT

In a manufacturing process, studying the removed material called chip, swarf or debris, is the key to understand the process. In micro cutting process, the size effect is a dominant factor for material removal mechanism and chip generation physics. There are different types of chips but a particular type, stands out from the others due to its specificities: the spheroidal chip. It is often found in grinding and tribological tests. This type of chip has no specific classification and there are no reports of it being found in milling or micro milling research. This paper makes a review of this not so well known type of chip, to classify it by its characteristics and to present some examples of spheroidal chips obtained from micro milling operation. Spheroidal chips were obtained when micro milling slots using a 381 µm diameter TiN coated WC tool. The workpiece material was Inconel 718, a high strength refractory superalloy. SEM images were obtained to analyze and classify the chips and observe the machined surface of the slots. In the proposed classification of spherical chip, there are eight major types: Fatigue Sphere, Layer-like Sphere, Thin Plate Sphere, Dendritic-like Sphere, Partially Formed Sphere, Tadpole, Melted sphere and Hollow sphere. The thin chip is submitted to high energy, which is one of the main aspects of size effect that occurs in micro milling. Inconel 718 has low thermal conductivity and high oxidation rates, which makes it an ideal environment for the formation of spherical chip. The spheres formed can be classified as Dendritic Spheres, defined by extremely high rates of oxidation in a thin chip which leads to high heat energy causing its spherical form and dendritic microstructure.

1. Introduction

Micromachining is defined as a subtractive microfabrication process, in which material is directly removed by cutting tools [1]. These tools have diameters varying from 1 µm to 1000 µm [2,3]. Micromachining is understood as processes in which the size of the undeformed chip thickness varies from 0.1 µm to 200 µm according to Masuzawa and Tonshoff [4], or when it is smaller than 900 µm according to Masuzawa [5], or when it varies from 10 nm to 2 µm for Ng et al. [6].

Therefore, although the magnitudes of the micromachining process are scaled-down when compared to conventional machining processes, it is not possible to assert that micromachining consists of a simple reduction of scale in conventional processes, since the micro tool has similar dimensions as the workpiece grains, which will interfere in the process [7,8]. Microscale machining processes have specific phenomena explained by the so-called size effect [9].

Among the main differences from a macroscale operation are the form and chip thickness [10]. These are mainly due to the size effect associated with the tip radius of the tool, which cannot be considered perfectly flat (without radius). In a micromachining operation the

radius of the tool is often larger than the undeformed chip thickness [11,12]. It causes the workpiece material to slide on the tool's flank face due to its elastic recovery, and there will be a plowing effect (deformed material adhered to the machined surface) and little shear due to the large negative rake angle during micromachining [12].

This causes a non-linear growth of the specific energy, therefore having a high specific energy is a characteristic of the process [11,13].

For this reason, for very small depth of cut there will be no chip formation and the workpiece material will be submitted to pure elastic deformation. As the depth of cut increases the material deforms plastically and the chips start to form only if the uncut chip thickness approaches a certain threshold [14].

Thus, the removed material called swarf or chip is an essential part of the processes and knowing its mechanism of formation and characteristics is essential to understand the cut. De Oliveira et al. [15] observed periodic shear fronts and minor lamellae, which makes the cutting process unstable and prejudices the part's roughness even when micromachining with feed per tooth higher than the end mill edge radius. In addition they conclude that the minimum chip thickness only assures the chip formation but not the best workpiece quality.

Generally, micromilling studies do not focus on chip

* Corresponding author.

E-mail addresses: deborah.oliveira@ufu.br (D. de Oliveira), millagomes@ufu.br (M.B. da Silva).

characterization and the theoretical discoveries are relatively recent and most of the information are new and still needs consolidation [16]. A specific type of chip called the attention in this work for its specificities. The spheroidal chip has never been reported in micromilling. It has been observed in tribological and machining trials, mainly in grinding tests that also have size effect characteristics, with different mechanisms of formation.

Doyle and Dean [17] first observed this type of chip, which they named as spheres, when grinding nickel and medium carbon steel with a 38A320JBE wheel. They concluded that its formation is due to oxidation of the small chips at rates that are so high that combustion takes place. They also state that Letner [18] observed that under an atmosphere of pure nitrogen or helium these spheres are not formed. While under same conditions in air, spheres were produced in abundance and that they are common in grinding processes where sparks are present.

Ramanath et al. [19] ground AISI 8620 carbon steel with two different wheels, CNB and Al_2O_3 , and their results showed that when using CBN there was lower temperature in the interface, less wear and fewer spherical chips. They also conclude that the spheres found in the hard steel grinding are formed from the platelets formed during the rubbing phase in up-grinding. The wear particles or microchips, in this case, bend because the extra electrons in the freshly formed surface establish strong bonds between the thin platelets which arrange themselves into spheres to minimize the area/volume ratio [19].

To investigate grinding chips, Lu et al. [20] used Al_2O_3 , CNB and diamond wheels, to grind AISI 1020 carbon steel (as rolled), AISI 52100 steel and M50 steel, in dry and wet conditions. They observed different types of spheres which varied between 1 μm and 80 μm , the dendritic sphere is smaller than the others. They observed that the coolant has a significant role in reducing the formation of the spheres. The authors correlated the spheres with the ones formed in severe quenching and the ones formed by liquid with low surface tension, but they did not establish whether the melting is induced frictionally or is due to exothermic oxidation of the freshly generated chips.

Wong and Doyle [21] ground AISI 1055 steel with two atmospheres, conventional and inert (with argon). The results showed that spherical debris, or as the authors called ‘oxide spheres’, are only formed when there is oxygen and consequently a spark stream. When argon was used, instead of the spheres thin platelets of metal were observed, which were so thin in point to be electron transparent to the SEM. This led them to conclude that the particles were formed because of delamination due to the rubbing action of highly negative rake angle grits. The formation of the sphere was attributed “to the very high surface area to volume ratio of the platelets, which induces very rapid oxidation, generating sufficient heat to melt the thin metal substrate and cause spheroidisation before cooling into the dendritic pattern”.

Kumar et al. [22] classified particles present in engines lubricant and observed that spherical particles like small balls are generated by: bearing fatigue cracks, from rolling bearing fatigue, or cavitation erosion, welding or grinding processes associated with high temperatures. This is a common type of particle and it is an indicator of future problem in the machine.

More recently, Kaplonek et al. [23] performed internal cylindrical grinding of 100Cr6 steel and titanium grade 2 alloy, with three different kinematics, using a corundum abrasive. Through SEM analyses they observed that there are two main types of spherical chips, called semi and near-spherical. They also observed that the dimension of the spherical melted chips generally varies between 0.3 μm and 30 μm , and that they were formed in all the kinematics tested. Other observation was that they can occur singly or in clusters (from 10 to 150) and that the presence of this type of chips is not related with the quality of the machined surface because they are formed by oxidation outside the machining zone.

Ardashev [24] and Ardashev [25], studied the formation of spherical chip, called globular chip, when grinding different steels: 45, 40Kh, 45KhN, 38KhGN, 12KhN3A. It was observed that the chip surface

is heterogeneous where the boundary is traced. The size of the irregularities vary from 0.002 μm to 0.060 μm , depending on the percentage of alloyed elements in the material. Also, that the possibility of forming globular chips decreases with the increase of the melting point temperature usually caused by the reduction of carbon due to addition of nickel and chromium in the steel. When this chip is formed in high alloy steel, its diameter will be bigger than after grinding plain steel.

Since there are no reports of this type of chip in micromilling it is necessary to study the formation based on information from other processes, in order to understand its formation and characterization. There are some significant studies of spheroidal particles, debris and chips, mainly in tribology and grinding. They will be presented in groups divided by the characteristic of the sphere.

1.1. Fatigue sphere

Scott and Mills [26] reported spherical debris when analyzing the fracture phenomena associated with rolling contact surface fatigue failure. They associate its formation to cavitation and erosion. The cavitation occurs by the extreme pressure in the lubricant entrapped in the propagating crack. The pressure build-up by the lubricant can severely deform the loose pieces of metal on the crack propagation to the bearing surface.

Due to the relation of this type of debris with the wear of the parts in the lubricated contact, Scott and Mills [27] studied aero-engines aiming to prevent bearing failure. They analyzed the lubricated contact of the En31 Steel balls submitted to rolling contact. Among their conclusions, they stated that the spherical debris are from the workpiece material and formed by deformation processes and pieces of metal that are severely strain hardened and the pressure in the lubricant entrapped in the propagating crack which makes it rounded.

The authors also reported that the spherical particles might also be formed in the deformed sub-surface directly by crack propagation. The formation of this type of particle can be related to crack formation and propagation and the presence of spherical particles in the lubricant is a good indicator and could be used to preventing catastrophic fatigue failure [27].

Loy and McCallum [28] studied the formation of spherical particles detected on pitted surfaces produced in rolling contact fatigue of En31 bearing balls. They found spheres in the sub-surfaces layers of the fatigue cracks. They believed that the crack can develop and eventually the spheres would emerge to the surface. The formation of a white layer next to the cracks, which could increase the deformation of the debris that are inside the cracks was also observed. In addition they conclude that the mean sphere diameter was about 20 μm .

Anderson [29] state that spherical particles formed by rolling contact fatigue, can be differentiated from melting, grinding and erosion, from its size. The fatigue sphere in general has its diameter over 3 μm , while the other present a diameter bigger than 10 μm . Hunt [30] added that when a bearing reach its fatigue life the spherical debris can be up to several millions.

Chou and Eliezer [31] studied the formations of spherical particles on the ring surface after melting against a graphite matrix composite pin, in a pin-on-disk test, in dry and with boundary lubrication conditions. They concluded that the lubrication prevents spheres debris from occurring but in dry conditions it was possible to detect spherical steel particles that were transferred to the graphite fiber-Babbitt matrix composite pin by adhesion. A pure Babbitt pin was also tested and for dry conditions both Babbitt and Steel spherical particles were found, they inferred that the particles were generated by debris submitted to severe plastic deformation.

Odi-wei, Roylance and Xie [32] found particles in SAE 10 mineral oil after carrying out wear tests on a sample of AISI 52100 steel. According to the authors, the formation of spherical particles is not only governed by fatigue and crack propagation, but is also influenced by the period of friction recovery.

Neale [33] presents a classification of wear debris in which spherical particles with diameter under 3 µm are generated in the bearing fatigue cracks and are associated with rolling bearing fatigue.

Knowing the correlation of the spherical debris and the wear of the machines Raadnui [34] proposed a new computational method for debris analyses, based on the shape and the color of the particle, they conclude that the hyperspace method can be an alternative but an human ‘expert eye’ is still the best wear particle analysis tool. Khan, Starr and Cooper [35] proposed a way to make an on-line monitoring of the debris, besides the improvements their method needs, it would be able to identify the type of the debris. For the spherical debris it was assumed that if the machine was submitted to adhesion leading to surface fatigue the size will be small (5 µm) and the sphere will be bright and smooth. When there is abrasion, or rubbing, the size will be the same but with a metallic appearance, for fatigue (severe sliding), the size of the sphere will increase to 10 µm and for high-temperature sliding fatigue the size ranges from 5 µm to 20 µm and it has a rough surface. The same patterns were also observed by Khan and Starr [36].

1.2. Layer-like sphere

Scott and Mills [37] investigated spherical particles found in rolling contact fatigue. They observed that spherical particles were formed by rolling mechanism under specific conditions of fretting in aero engine oil. The spherical particles obtained had a typical layer-like structure, characteristic of the formation process. These spheres were observed in lubricating oil, being an indicator of critical problems in rolling bearings. Goss and Hoepfner [38] also reported spherical particles in fretting fatigue test conducted on Ti-6Al-4V specimen. They observed the presence of these particles in the first cycles of the test. At this stage, the debris starts as small flakes and by the rolling process are transformed into spherical shape.

Middleton, Westcott and Wright [39] noted spherical particles in oil samples taken from a machine in operation. The explanation of the formation of these particles was given as discussed by Scott and Mills [37]. The authors analyzed the amount of spherical particles present in jet engine oil by Ferrogram and concluded that in bearing failure the number of spheres increased significantly. Thus, the quantification of the spheres present in oil samples is being used to predict rolling bearing failure.

Stachowiak and Batchelor [40] explained the formation of layer-like sphere. For the authors the precursor of this sphere was the material removed from one side of the crack developed in the rolling contact fatigue. The removed material undergoes rolling and deformation simultaneously during relative movement between contacting faces, and thus the spherical particles are formed after a large number of cycles of motion between opposing faces.

Conor and McRobie [41] fretted two dry pieces of silver and in less than 1000 cycles obtained spherical debris. The debris were layer-like spheres and its formation occurs by the rolling-up processes. They also verified that it is only formed when there is no lubricant. The same experiments were made with steel but there was no spheres formation. Trinh et al. [42] also observed spheres formed by fretting when studying wear debris in textured Sn-coated Cu contacts. The spherical particles were only present in the textured sample, next to the highest point of the topography.

Balogh [43] studied the formation of spheres by sliding contact in diesel engines contaminated by abrasives. The author concluded that the presence of abrasives coincided with the presence of spherical debris that, according to the author, “looks like cabbage-leaves rounded together”. It occurs because the abrasives has the ability to remove material that later will form the spheres.

Wang et al. [44] obtained spheres and ovals debris formed by rolling contact while evaluating wear debris generated from tribo-corrosion processes in artificial hip implants. The alloy tested was CoCrMo, common in metal-on-metal implants. For this case after millions of

cycles the dimension of the spheres are reduced to fine-grain because of fatigue breakage of the initial particles.

1.3. Cavity sphere

Rabinowics [45] presented this type of sphere which differs from the others in its formation. They were characterized as wear particles formed by adhesive wear processes which are restrained in cavities in the sliding surfaces and become smoother by burnishing process.

In a more detailed way: a typical particle of adhesive wear is formed and gets allocated in a cavity present in one of the surfaces. If the particle gets restrained in the cavity it will roll against the material of the cavity and the material of the other tribological part. The tendency is for the wear to initiate at the protuberances of the particle eventually causing it spherical shape.

Smith and Smith [46] also observed this type of sphere when studying the formation of spherical wear debris in mode II fatigue cracks. The cyclically loaded in compression tests were carried out with workpieces containing an inclined central slot and fatigue starter cracks, in both pure aluminum and mild steel. Both materials presented spheroidal particles. In aluminum the spheres appeared after only 1000 cycles of sliding and its formation is delayed beyond 250,000 cycles, by lubrication in mineral oil. Their dimensions are between 10 µm and 40 µm. Similar results were observed for carbon steel.

1.4. Melted sphere

You, Caiqiao and Dianliang [47] studied the spherical wear particles produced by sliding wear process in the following materials: GCr15 bearing steel, 20Cr2Ni4A steel and white cast steel. The authors proposed that spherical particles were formed by local melting at the worn surface. From the results obtained it was possible to propose that the formation of the spherical particles occurs due to the high temperature at the contact interface. When this temperature passes the melting point of the material, there will be a locally melting of the worn surface forming droplets which will solidify into spherical particles. Chemical analysis showed some small variation in the composition of the spherical particles compared to its metal matrix, this was due to some elements having been burned during the local melting.

Yuansheng and Chengbiao [48] analyzed the spherical particles present in lubricating oil during running-in period of a diesel engine. According to them melted spheres were found in the oil samples all along the running-in period. These spheres had size from 1 µm to 5 µm and had a smooth surface structure. The formation of the sphere was by high surface flash temperatures during sliding at running-in which caused melting.

Nadolny and Kaploniek [49] and Nadolny et al. [50] in similar experiments investigated the influence of the wheel wear on the chip formation in internal cylindrical grinding. The wheel used was of sol-gel alumina and the workpiece material was 100Cr6 steel. The chip size decreases with the increase in the wheel wear and at the end of the wheel life they reported that the abrasive grains had fatigue and thermo-fatigue wear. They observed spherical melted chips in the entire grinding wheel surface regardless of the condition. This mechanism was attributed to the large amount of heat that is generated and conducted into the chips. The spherical chips formed are a result of grinding debris undergoing surface oxidation in the atmosphere [17]. The authors concluded that the formation of this type of chip could indicate that the cutting fluid did not reach the entire cutting interface.

A classification of chips formed in low speed cylindrical grinding operation was done by Nugroho, Nugroho and Rusnaldy [51] for commercial steels (AISI 1020, AISI 1045, AISI 1090, AISI D2, and AISI 4340). Among the types of chips, they classified the melted sphere with the following characteristics of the process to generate them:

- i. They can be formed regardless of the grinding wheel used;

Table 1
Mechanical properties of Inconel 718.

Tensile strength (MPa)	Yield strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Hardness (HRc)	Room temp density (g/cm ³)	Melting range (°C)	Thermal conductivity (W/mk)
1275	1034	200	40	8.22	1260–1336	11.4

Table 2
Chemical composition of Inconel 718.

Element	C	Al	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	Mo
Percentage	0.04	0.50	0.90	19.00	18.50	50.66	5.10	5.30

- ii. Dry grinding generate more spheres;
- iii. They are related with the sparks in grinding (for these materials) reaching temperatures over 1400 °C.

1.5. Cocoon sphere

This particle is usually formed in grinding when the removed material adhered to an abrasive grain forming a nearly spherical shape [52]. There are not many reports even though they are common in grinding.

1.6. Hollow spheres

The formation of the hollow and the melted Spheres were compared by Rajmohant and Radhrishnnt [53], with focus on the thermal aspects. The spheres formed are chips submitted to an exothermic reaction with the oxygen which increases the temperature and seen as sparks. The peak temperature is reached a short time after the chip leaves the abrasive-workpiece interface. The difference between the hollow and the melted (called solid in this work) spheres is the cooling rate: the melted sphere reaches only 2000 K and needs about 0.60 s to cool down to 1000 K. However, the hollow sphere presents a high temperature peak of 8000 K and cools to 1000 K in 0.01 s. When the temperature increases beyond the melting point, the oxidation reaction stops and the temperature drops due to convection and radiation.

You, Caiqiao and Dianliang [47] detected hollow spheres as a result of the sliding wear processes. The hollow spheres were produced in dry sliding wear test with a GCr15 bearing steel specimen by local surface wear with melting.

Yuansheng and Chengbiao [48] identified hollow spheres while studying the running-in of a diesel engine during the primary period. The authors explained the formation of hollow spheres in the following manner: the outer shell contracts during crystallization so that the internal pressure is greater than the external pressure when hollow microspheres solidify, also there can be vapors in the sphere shell.

Paul and Chattopadhyay [54] studied the effect of cryo-cooling in grinding of different steels, using other conditions for comparison. They concluded that for mild steel in the dry condition a great number of hollow spherical chips were formed, but when cutting fluid (in flood) was applied they decreased and almost do not exist when the workpiece is cooled with nitrogen. They also concluded that the cryo-cooling contributed to the maintenance of the abrasive grains sharpness making shearing the predominant mechanism of material removal, which causes less friction, less forces and consequently less heat is transferred.

The hollow spheres were observed in turning by Indakov et al. [55]. The authors believe that the hollow spheres were formed due to the

high power per unit of time and temperature obtained during the process. The sizes of the spheres found were from 100 μm to 300 μm, very different from those found by the other authors.

1.7. Dendritic sphere

Conor and McRobie [41] studied the formation of spheroidal debris formed in gas turbines. Among their conclusions, the spherical debris can be formed by of several different physical and chemical processes, they mention: fretting, hot particle spheroidization, asperity melting and pyrophoric oxidation. Independent of the way it is formed, the spherical debris in the lubricant indicate a tribological distress. Also, Jones Jr and Loewenthal [56] observed typical spherical wear particles from rubbing in oil samples from lubrication systems. The formation of these particles occurs when sliding wear was present. The authors hypothesized that these spheres are small with diameters less than 15 μm.

Davies [57] verified fractured spheres when monitoring the debris of diesel engine oil. Its interior had a dendritic pattern and it is hollow. For the author the significance is that grinding, or metal-metal contact, can result in local melting leading to the formation of the spheres. They also state that spheres with this structure cannot be formed as a result of a fatigue failure. This relation with catastrophic failures was also mentioned by Scott [58], who indicate the possibility of monitoring spherical debris in order to know when maintenance was needed for aircraft turbines.

Grigorescu [59] commented to have observed particles with dendritic morphology similar to those reported by Davies [57] in previous research, characterized by huge quantity of spherical particles found on the fatigue fracture surface of the combustion engine crankshaft supporting the theory of rolling fatigue origin. The author also uses Scott and Mills [27] to confirm his theory.

In the study of spherical particles present in lubricant oil during the running-in period of a diesel engine Yuansheng and Qiming [60] and Yuansheng and Chengbiao [48] found spherical particles with rough surface. These particles were produced in the primary running-in period, some of them were hollow while the others were solid. The spheres were formed due to the high temperature in the contact interface of the interacting surfaces.

Pai, Ratterman and Shaw [61], ground low carbon steel with diamond and alumina wheels. They obtained spherical chips for both, but due to the high chemical affinity between the workpiece and the wheel material the tests performed with the diamond wheel had an increase in its specific energy. This increase leads to higher energy available to the chip and therefore its tendency is to bend instead of oxidize.

Lu, Farris and Chandrasekar [62] observed Dendritic Spheres in dry grinding of the 52100 steel using alumina wheels. According to the authors the spherical particles were formed by melting, induced by friction, with subsequent solidification. Another important conclusion by the authors was that the amount of spherical particles generated in grinding of 52100 steel with diamond wheels is less than the amount generated in grinding with alumina wheels. This occurs because the grinding interface temperature is higher for the alumina wheels, which

Table 3
Cutting parameters.

Spindle speed n (rpm)	Cutting speed v _c (m/min)	Feed per tooth f _x (μm/tooth)	Feedrate v _f (mm/min)	Axial depth of cut a _p (μm)	Radial depth of cut a _e (μm)
20,000	23.9	3	120	40	381

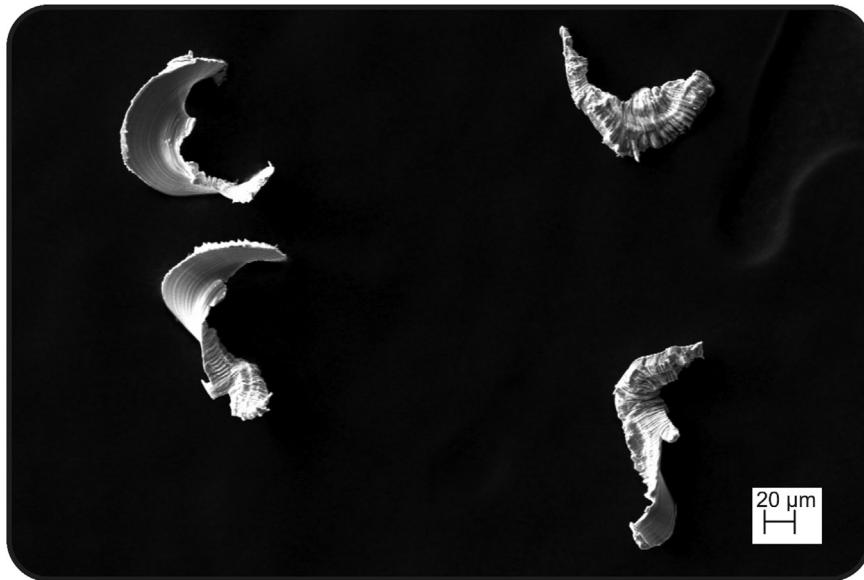


Fig. 1. Continuous chip.

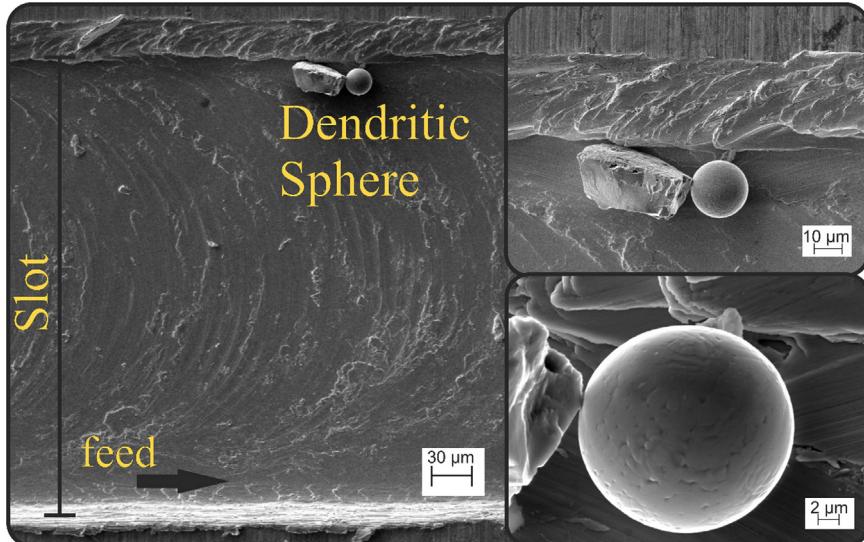


Fig. 2. Dendritic spherical chip adhered in the slot.

promotes a greater quantity of spherical particles. To reduce this amount, in this case, it is recommended to use coolant during machining to promote reduction of the interface temperature.

In machining the tool or abrasive grain can also plow or crack the material instead of shear. In the case of plowing high energy is generated due to friction. In grinding the cut is commonly preceded by plowing. Tso and Wu [62] studied the grinding of W1 (SK3) hardened steel with alumina wheel, they detected spherical chips once huge amount of heat is generated in the shear zone and transferred to the chip which burns in contact with oxygen. They also claim that the temperature can rise to a point that the chip will melt or explode (oxide).

Tso and Wu [62] also verified that the state of the chip is dependent on the energy received. There are two main processes: first when there is more cutting than plowing, in which case there will be scratch marks on the surface of the chip. In the second case when there is more plowing action, which causes more energy to go into the chip and may cause the temperature of the chip to increase.

Marinescu, Rowe and Dimitrov [63] noted that the shape of the chips produced in grinding is an indicator of grain contact conditions.

Some of the chips are straight or slightly curled and others have the shape of sphere. The spherical chips were found in grinding of AISI 52100. The presence of spherical chips suggests that in the chip removal process the temperature is high in rubbing contact with blunt asperities, causing complete or partial melting of the chips formed, which upon cooling, become spherical. The occurrence of this process is evidenced by the structure of the spherical chips being similar to dendrites typical of the casting process.

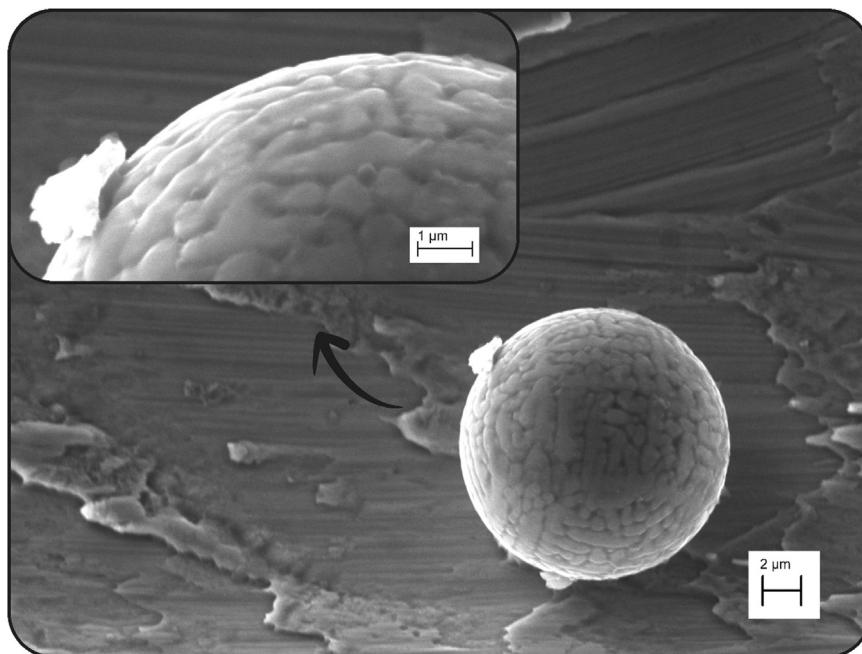
Dhar, Siddiqui and Rashid [64] obtained results similar to Lu, Farris and Chandrasekar [20], and also stated that the temperature is an important factor in the sphere formation. Dhar, Siddiqui and Rashid [64] ground AISI 1040 Steel, in dry condition and with high-pressure coolant (HPC). The result showed that in the presence of HPC the ground surface was free from burning which is attributed to low temperatures. These results are important because at these conditions there was no formation of spheres (except for high depth of cut values), but for the dry condition large amount of spheres were observed independent of the parameter used.

The spherical particles were also observed in the vibrating cavitation erosion experiment of Haosheng et al. [65] using 40Cr mild steel

Table 4

EDS of different types of chips.

Sample	Alloy element (%wt)							
	C	Al	O	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb
Continuous chip	5.85	0.68	-	1.00	18.10	19.97	50.23	4.18
Spherical chip	2.68	-	3.33	0.91	19.78	26.24	45.33	1.73

**Fig. 3.** Details of the dendritic sphere.

specimens. The diameters of the particles obtained varied from 1 μm to 30 μm . The formation of the spheres was explained by the fast cooling of the molten state, and this was evidenced by the hollow and dendritic structure of the spheres. The authors observed that the number of dendritic arms decreases with decrease of the diameter of the spheres. This is explained by the spheres with smaller diameters having larger specific area and smaller heat capacity, resulting in a higher cooling rate. In this condition, the dendritic arms are prevented to develop, therefore, its quantity will decrease. In addition, it was noted that the thickness of the spherical particles increases as the diameter decreases, reaching the point where the spheres are fully solid.

Malkin and Guo [66] reported that the spherical chip shape is common for grinding. In general they have a dendritic structure indicating that it was molten and had a quick solidification. They state that the melting can occur during grinding and also after grinding by oxidation of the hot small chips in an exothermic reaction with the atmospheric oxygen. This type of chip is also the cause of the spark

stream in grinding.

Su and Liu [67] studied high-speed milling of hardened AerMet100, an alloy containing Fe, Co, Ni, Cr, Mo and C. They observed huge spheres of about 200 μm diameter. Their formation was due to the oxidation (Fe_3O_4) and burning in the air. They indicated that the high amount of heat generated by oxidation melts the chip into small spheres. At higher cutting speeds and surface-volume ratio, the formation of the spherical chip increases once the temperature is raised and more surface is exposed to oxidation.

Zhao et al. [68] detected a spherical debris attached to the free surface of a chip while grinding Inconel 718 with a single point diamond. In the SEM image a completely formed sphere was observed. The authors claimed that for higher speeds there is thermal softening and the deformation is the dominant element, causing the decrease of both shear slip stress and grinding resistance. The author related this mechanism to the chip formation, but as the literature shows it is also the mechanism for spherical debris formation, indicating that it might have

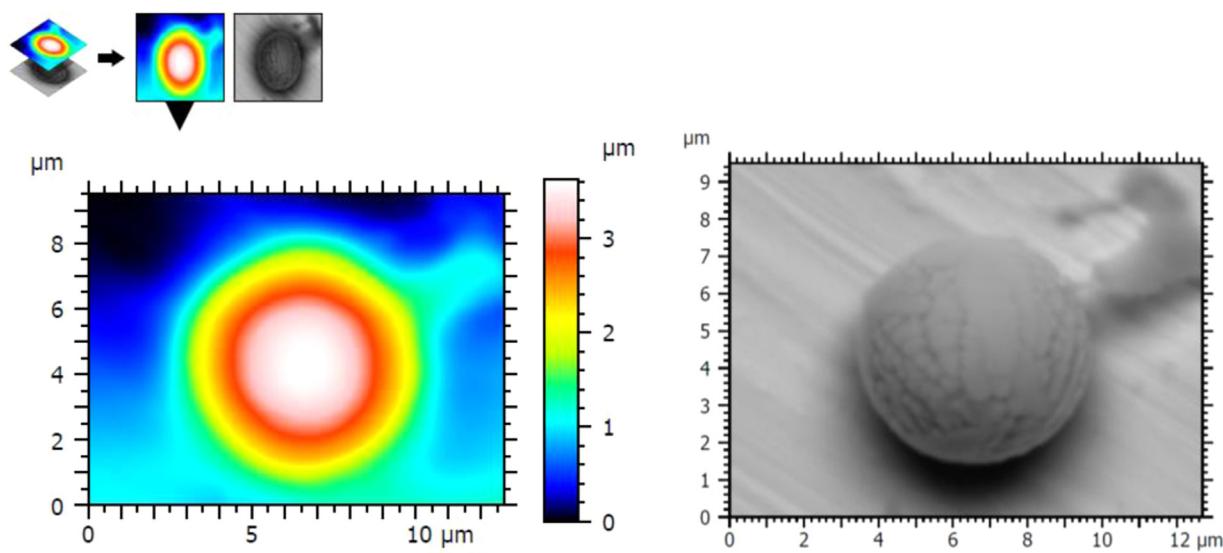


Fig. 4. Spherical chip 3D topography.

been formed for the same reasons.

The difference observed by the other authors in this item is caused by a variation in the stage of the exothermal oxidation. Nikiforov et al. [69] claimed that even for the same alloy and the same stage of oxidation the spheres can present considerable differences. Amongst the reasons for these differences Nikiforov et al. [69] listed the following:

- i. Size of the chip
- ii. Chemical composition
- iii. Phase of microstructure

"Globules with numerous fissures in the thin spherical shell travel smaller distances on account of their low mass and the considerable air resistance, and their oxidation ends more rapidly when the metal phase is completely converted to oxides" [69]. Nikiforov et al. [69] concluded that for about 90% of the spheres the diameter is less than 30 μm , 8% has diameter between 30 μm and 60 μm and the other 2% has diameter between 60 μm and 90 μm .

In summary, there are two main mechanisms for the dendritic sphere formation:

- i. Melting: High temperature caused by friction that melts the debris followed by high cooling rate, [20,56,57,59,63,65];
- ii. Oxidation: the high thermal energy available in the small chip leads to an exothermic reaction of oxidation that liberate even more heat and melts the chip, this process is also followed by a high cooling rate, [41,61,63,66,67,69].

1.8. Thin plate sphere

There is no consensus in the formation mechanism of the thin plate spheres. Komanduri and Shaw [52] detected different types of spherical debris while grinding AISI 15 Tool Steel. One of the debris stood out by its characterization, as it was not formed by oxidation as expected. The thin plate sphere is formed to achieve its ion spacing equilibrium by curling. The sphere geometry differs from the dendritic in the microstructure and shape, the thin plate has bigger and more homogeneous grains.

Lu, Farris and Chandrasekar [20] observed thin plate spheres in grinding of AISI 1020 plain carbon steel with a CBN wheel. The authors state that these particles are similar to particles obtained in atomization experiments performed under mild quenching conditions. Also, Shaw [70] analyzing the chips obtained in grinding, observed the thin plate

sphere chip. The author explains the formation of this type of chip as a coalescence of several thin chips that were bent by the electron accommodation which occurs on the newly generated surface of the chip. Rowe [71] explained the formation of spherical dendritic particles in the same way, possibly due to the similarities between these spheres.

Kacalak et al. [72] detected thin plate spheres while studying abrasive micromachining. Abrasive films and grinding with a small machining depth of cut were used. They used films with a nominal particle size of 15 μm and the workpiece was of 40 HRc steel. Even with the use of coolant the temperatures were high in the cutting zone, which caused the melting and rapidly solidification of the debris that resulted in spheres with complex structures and with high oxidation, evidenced by scattered X-radiation energy. Spheres in a range of size said to be too small, of less than tens of micrometers were observed. They also detected dendritic spheres, and the mechanism of formation is similar to that presented by Thin Plate Sphere. This explanation correlating the Dendritic Spheres with the Thin Plate Spheres will be adopted in this work.

1.9. Tadpole

Besides other particles, Komanduri and Shaw [52] verified the Tadpole chip, which was formed by partial rolling or curling in three dimensions. Its formation can be related to an incomplete Fatigue Sphere.

1.10. Partially formed sphere

Komanduri and Shaw [52] when grinding AISI 15 tool steel obtained partially formed spheres. The authors explained that these spheres were formed by chips with a small length to thickness ratio, which tends to form and stabilize as a concave particle to achieve the lower energy surface geometry.

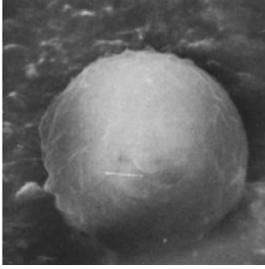
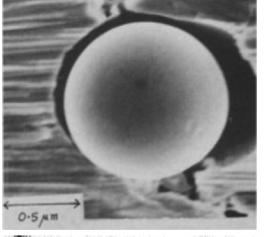
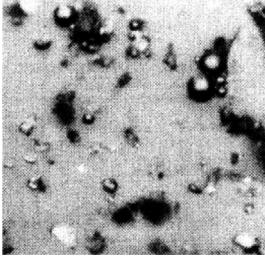
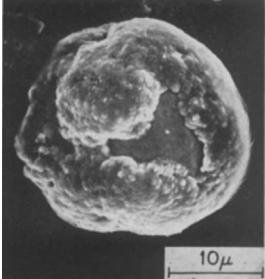
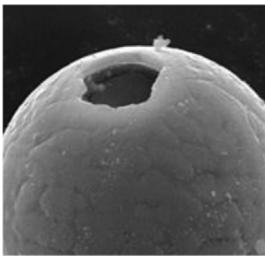
Lu et al. [20] in dry grinding of M50 steel with alumina and CBN wheel also obtained the partially formed sphere. The formation of spheres was due melting by friction with subsequent solidification, but during solidification, the formation of the sphere is incomplete. In general, these spheres have a rough surface. Tso and Wu [62] also obtained this type of sphere in grinding.

2. Materials and methods

Micromilling tests were carried out on a Mini-mill/GX CNC machine

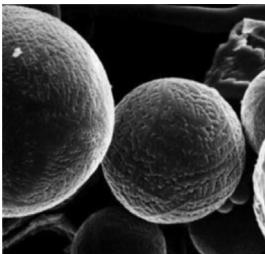
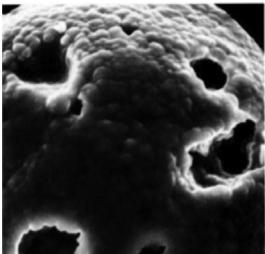
Table 5

Proposed classification of spherical particles.

Fatigue Sphere		Formation: directly hard worked in deformed sub-surface material, by sub-surface crack propagation. Structure: homogeneous thick texture. Diameter: 10 µm. Usual in: Tribology, rolling contact fatigue. Interest: The monitoring of its presence in the lubricant is used to prevent catastrophic failure of machines. Image from: [26]
Layer Sphere		Formation: by agglomeration of particles rolling in specific conditions of fretting. Structure: layer like texture. Diameter: 10 µm. Usual in: Tribology, fretting. Interest: The monitoring of its presence in the lubricant is used to prevent catastrophic failure principally in engines. Image from: [26]
Cavity Sphere		Formation: adhesive wear particles that get trapped in a cavity. Structure: smooth. Diameter: 10–40 µm. Usual in: Tribology, adhesion. Interest: - Image from: [45]
Melted Sphere		Formation: local fusion of thin material. Structure: Bright and smooth Diameter: 1–5 µm. Usual in: Tribology: Sliding (running-in). Manufacturing: Welding (splash) and Machining (grinding). Interest: Tribology: monitoring to prevent catastrophic failure principally in engines. Machining/grinding: to indicate wrong parameter and high temperatures. Image from: [75]
Cocoon Sphere		Formation: workpiece material adhered to abrasive grains. Structure: irregular, cocoon like. Diameter: abrasive diameter. Usual in: Machining: grinding. Interest: Machining (grinding): to indicate wrong parameter, high temperatures and to reduce loss of abrasives from the wheel. Image from: [52]
Hollow Sphere		Formation: different explanations are accepted: - sliding wear - oxidation Both related to locally high temperatures Structure: usually with high roughness. Diameter: 15–300 µm. Usual in: Tribology (sliding), Machining (reported in grinding and turning) and Cavitation Erosion. Interest: There are many types of spheres that are hollow, this can be considered an overall rating. Image from: [65]

(continued on next page)

Table 5 (continued)

Dendritic Sphere		Formation: oxidation of thin chips or debris with high energy. Structure: thin dendritic. Diameter: usually 30 µm. Usual in: Tribology and Machining Interest: Tribology: monitoring to prevent catastrophic failure of machines. Machining (grinding/milling): to indicate wrong parameter and high temperatures. Image from: [20]
Thin Plate Sphere		Formation: oxidation of thin chips or debris with high energy that has lower cooling rate than the dendritic allowing the grain to expand. Structure: thin dendritic. Diameter: 15 µm. Usual in: Machining (grinding). Interest: Machining (grinding): to indicate wrong parameter and high temperatures. Image from: [72]
Tadpole		Formation: by partially rolling or curling in three dimensions. Structure: sphere with a long chip adhered, in the shape of a tadpole. Diameter: - Usual in: Machining (grinding) and tribology. Interest: not reported. Image from: [24]
Partially Formed Sphere		Formation: when one of the quoted mechanisms of the spheres is incomplete Structure: the same structure as the complete sphere but with holes and/or the sphere is incomplete Diameter: the same diameter as the complete sphere. Usual in: Machining and tribology. Interest: same as the complete sphere. Image from: [62]

tool, manufactured by Minitech Machinery Corporation®. The Mini-mill has maximum spindle speed (n) of 60,000 rpm and 4 axes with position resolution of 0.1 µm. The tool is a WC micro end mill coated with TiN, 381 µm diameter (D), 2 flutes, manufactured by Performance Micro Tools®.

The workpiece material was Inconel 718. This cast material is an age-hardened nickel-based superalloy which has high mechanical and corrosion resistance, good resistance to fatigue and creep, in addition to ability to operate continuously at high temperatures. The mechanical properties are shown in Table 1 and the chemical composition is shown in Table 2. The workpieces were 15 mm × 20 mm × 15 mm blocks.

The experiment consisted in machining micro channels of 15 mm length in the workpiece conducted under dry cutting conditions. The cutting parameters are defined in Table 3.

Three scanning electron microscopes (SEM): model EVO MA10 of Zeiss, and models TM4000 and TM3000 of Hitachi were used to analyze and classify the chips. All the samples were cleaned in an ultrasonic device with acetone for 3 min before SEM analysis. The chemical composition of the chips was obtained using energy dispersive x-ray spectroscopy (EDS).

3. Results and discussions

This section presents the discussion based on the SEM images of the chips. Fig. 1 shows the typical geometry of the Inconel 718 chips obtained in micromilling. Despite of the dimensions, they can be classified as continuous chip.

The slots were observed to verify the presence of micro cracks, adhered material and voids and also a qualitative analysis of the feed marks and burrs was made. During the analysis of the samples the presence of spherical chips adhered to the bottom surface of the slot was observed. This type of chip was never reported in micromilling, as shown in Fig. 2. In this case a spherical chip of about 22 µm was found at the down milling side, close to another debris.

Fig. 2 shows that the chip has small structures on its surface. The structures were identified as dendrites. This type of particle was observed in small amounts in studies of tribology and grindings. It was first observed in 1981 by Conor and McRobie [41]. Since then only 20 books and papers specifically mentioned this type of chip, which can be formed by melting or oxidation.

Considering the cutting forces from Ucun, Aslantas and Bedir [73] and the cutting parameters of this work the specific energy (e) was estimated as 21,000 N/mm². Even considering this high value, it is unlikely that the chip could achieve the melting point of Inconel 718

(1400 °C) simply by friction.

The chemical composition of this spherical chip was verified in order to confirm this theory. It is known that the EDS method has limitations when quantifying small atoms, such as oxygen. The regular chips analyzed had chemical composition identical to the workpiece material without oxygen atoms. However, the EDS for the dendritic spheres show the same alloy elements with oxygen.

The EDS results for the regular chips and the sphere are shown in Table 4. The oxidation, heating and high cooling rate gave the dendritic sphere its specific appearance. It is due to the grain growth in the melted metal. It was also observed by Doyle and Dean [17], Lu, Farris and Chandrasekar [20], Wong and Doyle [21], Kaplonek, Nadolny and Habrat [23], Nadolny e Kaplonek [49] and Nadolny et al. [50], Rajmohant and Radhakrishnan, [53] Conor and Mcrobie [41] Pai, Ratterman and Shaw [61], Malkin and Guo [66], Su and Liu [67], Nikiforov et al. [69]. The pattern formed by the grain growth can be observed in details in Fig. 3.

It is known that the inhomogeneity of the material will interfere with both roughness and shearing forces during the micromachining operation. Also, Inconel 718 is an age-hardened alloy, which makes its matrix relatively ductile in the presence of hard carbides which would make the micromilling more difficult [12,74]. This leads to a high amount of energy (in heat form) which is transferred to the chip. This high energy chip in contact with the atmospheric oxygen initiates an exothermic reaction which melts the metal and the cooling in a small period of time, generates the spherical geometry and the microstructure of the dendritic chip. In general the sphere diameters were from 2 μm to 20 μm. The relatively high diameter is explained by Ardashev [24,25]. According to the author the increase of chrome and nickel content can reduce the possibility of formation of spheres, but large spheres are generated when they occur. Fig. 4 shows the topography of a spheroidal chip, confirming its 3D spherical geometry.

Analysis of the literature showed no classification of the numerous types of spherical particles, debris or chips. Some authors differentiate between similar types (for example fatigue × layer) but their classification were restricted to their areas. In machining, especially in grinding, each author denominate the spheres differently, even when sometimes the explanation about the sphere is the same. In order to simplify and unify the classification of spherical particles, with focus in machining and tribology, a new classification is proposed as shown in Table 5.

Table 5 contains 10 types of spheres classified by mechanism of formation, structure (surface or microstructural), the most frequent diameter, where they usually appear, their importance (interest) and an image with reference.

The first three types of spheres: Fatigue, Layer and Cavity are debris related to tribology wear. They are formed by rolling fatigue, fretting and adhesion respectively. The melted sphere, is formed by local fusion of the metal and occurs frequently in grinding. The Cocoon is constituted by an abrasive grain covered with the workpiece material during grinding. All these five spheres are solid. The next type is the Hollow sphere. Note that all the spheres presented in following are also hollow. The Dendritic and the Thin Plate are similar, variation in the cooling rate makes their microstructure different, they also differ in size.

The Tadpole stands out for its shape which is due to the incomplete formation of the sphere. The Partially Formed sphere is also due to incomplete formation.

4. Conclusions

A classification based on the formation mechanism was proposed to understand the characteristics of the spherical chips. The chips were divided in ten types: Fatigue Sphere, Layer Sphere, Cavity Sphere, Melted Sphere, Cocoon Sphere, Hollow Sphere, Dendritic Sphere, Thin Plate Sphere, Tadpole and Partially Formed Sphere.

The spheroidal chip formed in micro milling is explained by the small dimensions of the chips and the high specific energy of the process. This leads to a high amount of energy (in heat form) that is transferred to the chip. This high energy chip in contact with the atmospheric oxygen initiates an exothermic reaction which melts the metal and in following a high cooling rate, generates the spherical geometry and the microstructure of the dendritic chip.

Micromachining is a field which is not yet completely understood. The spheroidal chip type is a contribution to the understanding of the mechanisms of material removal and consequently chip formation. The analysis of the chip can help to monitor the process, and this can also be done in microscale.

Acknowledgement

The authors are grateful to CAPES-Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, CNPQ-Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico 308860/2017-9, FAPEMIG-Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais TEC - APQ-02258-15 for sponsoring this work. They are also grateful to the “Laboratório Multiusuário de Microscopia” of Chemical Engineering Faculty of the Federal University of Uberlândia

References

- [1] V.K. Jain, Editorial by V.K. Jain, I.I.T. Kanpur (India) for the special issue on “micromanufacturing”, Int. J. Adv. Manuf. Technol. 85 (9–12) (2016) 1937–1939.
- [2] M.A. Camara, J.C.C. Rubio, A.M. Abrão, J.P. Davim, State of the art on micromilling of materials, a review, J. Mater. Sci. Technol. 28 (2012) 673–685.
- [3] M. Ziborov, M.B. da Silva, M. Jackson, W.N.P. Hung, Effect of cutting fluid on micromilling of Ti-6Al-4V titanium alloy, in: Proceeding of the NAMRC North American Manufacturing and Research Conference, 44, 2016, pp. 1–16.
- [4] T. Masuzawa, H.K. Tönshoff, Three-dimensional micromachining by machine tools, CIRP Ann.-Manuf. Technol. 46 (2) (1997) 621–628.
- [5] T. Masuzawa, State of the art of micromachining, CIRP Ann. - Manuf. Technol. 49 (2) (2000) 473–488.
- [6] C.K. Ng, S.N. Melkote, M. Rahman, A.S. Kumar, Experimental study of micro- and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6, Int. J. Mach. Tools Manuf. 46 (9) (2006) 929–936.
- [7] Y. Furukawa, N. Moronuki, Effect of material properties on ultra precise cutting processes, Ann. CIRP 37 (1) (1988) 113–116.
- [8] K. Cheng, D. Huo, Micro-Cutting Fundamentals and Applications, 1th ed., Wiley, United Kingdom, 2013 (348p).
- [9] A. Mian, N. Driver, P. Mativenga, Identification of factors that dominate size effect in micro-machining, Int. J. Mach. Tools Manuf. 51 (5) (2011) 383–394.
- [10] V. Venkatesh, N. Swain, G. Srinivas, P. Kumar, H.C. Barshilia, Review on the machining characteristics and research prospects of conventional microscale machining operations, Mater. Manuf. Process. 32 (3) (2017) 235–262.
- [11] J. Kim, S.D. Kim, Theoretical analysis of micro-cutting characteristics in ultra-precision machining, J. Mater. Process. Technol. 49 (3–4) (1995) 387–398.
- [12] J. Chae, S.S. Park, T. Freiheit, Investigation of micro-cutting operations, Int. J. Mach. Tools Manuf. 46 (2006) 313–332.
- [13] Z. Wang, V. Kovvuri, A. Araujo, M.B. da Silva, W.N.P. Hung, S.T.S. Bukapatnam, Built-up-edge effects on surface deterioration in micromilling processes, J. Manuf. Process. 24 (2016) 321–327.
- [14] Z. Niu, F. Jiao, K. CHENG, An innovative investigation on chip formation mechanisms in Omicro-milling using natural diamond and tungsten carbide tools, J. Manuf. Process. 31 (2018) 382–394.
- [15] F.B. De Oliveira, A.R. Rodriguez, R.T. Coelho, A.F. Souza, Size effect and minimum chip thickness in micromilling, Int. J. Mach. Tools Manuf. 89 (2015) 39–54.
- [16] F. Wang, X. Cheng, Y. Liu, X. Yang, F. Meng, Micromilling simulation for the hard-to-cut material, Procedia Eng. 174 (2017) 693–699.
- [17] E.D.A. Doyle, S.K. Dean, An insight into grinding from a materials viewpoint, Ann. CIRP 29 (2) (1980) 571–575.
- [18] H. Letner, Modern perspective of grinding, Process Grind. Finish. 1 (1955) 6.
- [19] S. Ramanath, T.C. Ramaraj, M.C. Shaw, What grinding swarf reveals, CIRP Ann.-Manuf. Technol. 36 (1) (1987) 245–247.
- [20] L. Lu, T.N. Farris, S. Chandrasekar, Sliding Microindentation Wear Particles: Spheres in Grinding Swarf, Wear Particles 21 Elsevier Science Publishers, 1992, pp. 257–263.
- [21] Y.C. Wong, E.D. Doyle, Implications of high strain deformation in grinding, Wear 233–235 (1999) 395–401.
- [22] M. Kumar, P.S. Mukherjee, N.M. Misra, Advancement and current status of wear debris analysis for machine condition monitoring: a review, Ind. Lubr. Tribology 65 (1) (2013) 3–11.
- [23] W. Kaplonek, K. Nadolny, W. Habrat, Morphology of near- and semispherical melted chips after the grinding processes using sol-gel abrasives based on SEM-imaging and analysis, Adv. Mater. Sci. Eng. 2016 (2016).

- [24] D.V. Ardashev, Photometric analysis of chips after grinding different steel, *Procedia Eng.* 150 (2016) 702–706.
- [25] D.V. Ardashev, Impact of grinding steel chemical composition on chips grain-size composition, *Procedia Eng.* 150 (2016) 707–711.
- [26] D. Scott, G.H. Mills, A scanning electron microscope study of fracture phenomena associated with rolling contact surface fatigue failure, *Wear* 16 (3) (1970) 234–237.
- [27] D. Scott, G.H. Mills, Spherical debris-its occurrence, formation and Significance in rolling contact fatigue, *Wear* 24 (2) (1973) 235–242.
- [28] B. Loy, R. McCallum, Mode of formation of spherical particles in rolling contact fatigue, *Wear* 24 (2) (1973) 219–228.
- [29] D.P. Anderson, *Wear Particle Atlas (Revised)*, Foxboro Analytical Burlington, MA, USA, 1982, pp. 92–163.
- [30] T.M. Hunt, *Handbook of Wear Debris Analysis and Particle Detection in Liquids*, Springer Science & Business Media, 1993.
- [31] T.C. Chou, Z. Eliezer, On the nature of spherical wear particles in a Babbitt-steel sliding system, *Wear* 82 (1982) 93–100.
- [32] S. Odi-Owei, B.J. Roylance, L.Z. Xie, An experimental study of initial scuffing and recovery in sliding wear using a four-ball machine, *Wear* 117 (3) (1987) 267–287.
- [33] M.J. Neale, *Lubrication and Reliability Handbook*, Elsevier, 2001 (256p).
- [34] S. Raadnui, Wear particle analysis—utilization of quantitative computer image analysis: a review, *Tribol. Int.* 38 (10) (2005) 871–878.
- [35] M.A. Khan, A.G. Starr, D. Cooper, A methodology for online wear debris morphology and composition analysis, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J: J. Eng. Tribol.* 222 (7) (2008) 785–796.
- [36] M.A. Khan, A.G. Starr, Wear debris: basic features and machine health diagnostics, *Insight-Non-Destr. Test. Cond. Monit.* 48 (8) (2006) 470–476.
- [37] D. Scott, G.H. Mills, Spherical particles in rolling contact fatigue, *Nature* 241 (1973) 115–116.
- [38] G.L. Goss, D.W. Hoepner, Characterization of fretting fatigue damage by SEM analysis, *Wear* 24 (1) (1973) 77–95.
- [39] J.L. Middleton, V. Westcott, R.W. Wright, The number of spherical particles emitted by propagating fatigue cracks in rolling bearings, *Wear* 30 (2) (1974) 275–277.
- [40] G.W. Stachowiak, A.W. Batchelor, *Engineering Tribology*, Butterworth-Heinemann, 1993.
- [41] P. Conor, D.E. McRobie, Wear debris generated during high velocity sliding contact, *Wear* 69 (1981) 189–204.
- [42] K.E. Trinh, A. Tsipenyuk, M. Varenberg, A. Rosenkranz, N. Souza, F. Mücklich, Wear debris and electrical resistance in textured Sn-coated Cu contacts subjected to fretting, *Wear* 344 (34) (2015) 86–98.
- [43] I. Balogh, The formation of spherical particles under abrasive conditions, *Period. Polytech. Ser. Mech. Eng.* 46 (1) (2002) 29–35.
- [44] Y. Wang, Y. Yan, Y. Su, L. Qiao, Release of metal ions from nano CoCrMo wear debris generated from tribocorrosion processes in artificial hip implants, *J. Mech. Behav. Biomed. Mater.* 68 (2017) 124–133.
- [45] E. Rabinowicz, The formation of spherical wear particles, *Wear* 42 (1) (1977) 149–156.
- [46] M.C. Smith, R.A. Smith, The formation of spherical wear debris in mode II fatigue cracks, *Wear* 76 (1) (1982) 105–128.
- [47] W. You, G. Caiqiao, W. Dianliang, A study of the formative mechanism of spherical wear particles, *Wear* 108 (3) (1986) 285–294.
- [48] J. Yuansheng, W. Chengbiao, Spherical particles generated during the running-in period of a diesel engine, *Wear* 131 (2) (1989) 315–328.
- [49] K. Nadolny, W. Kaplonek, The effect of wear phenomena of grinding wheels with sol-gel alumina on chip formation during internal cylindrical plunge grinding of 100Cr6 steel, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 87 (1–4) (2016) 501–517.
- [50] K. Nadolny, W. Kaplonek, G. Krolczyk, N. Ungureanu, The effect of active surface morphology of grinding wheel with zone-diversified structure on the form of chips in traverse internal cylindrical grinding of 100Cr6 steel, *J. Eng. Manuf.* 232 (6) (2018) 965–978.
- [51] W.I. Nugroho, S. Nugroho, Rusnaldy, characterization chip formation of commercial steel materials at low speed cylindrical grinding processes, *MATEC Web Conf.* 159 (2018) 02023.
- [52] R. Komanduri, M.C. Shaw, Formation of spherical particles in grinding, *Philos. Mag.* 32 (4) (1975) 711–724.
- [53] B. Rajmohan, V. Radhakrishnan, A study on the thermal aspects of chips ingrinding, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 32 (4) (1992) 563–569.
- [54] S. Paul, A.B. Chattopadhyay, A study of effects of cryo-cooling in grinding, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 35 (1) (1995) 109–117.
- [55] N.S. Indakov, A.S. Binchurov, Y.I. Gordeev, V.B. Yasinski, A.A. Lepeshev, Investigation of cutting temperature and chip formation during rotational turning by multifaceted cutters, *IOP Conf. Ser.: J. Phys.: Conf. Ser.* 803 (2017) 012055.
- [56] W.R. Jones Jr, S.H. Loewenthal, Analysis of wear debris from full-scale bearing fatigue tests using the ferrograph, *ASLE Trans.* 24 (3) (1981) 323–330.
- [57] J.E. Davies, Spherical Debris Particles in Engine Oil - Letter to the Editor, *Wear* 107 (1986), p. 189.
- [58] D. Scott, Debris examination - a prognostic approach to failure prevention, *Wear* 34 (1) (1975) 15–22.
- [59] J.C. Grigorescu, J. Lira-Olivares, Comments on “pherical debris particles in engine oil”, *Wear* 120 (1987) 383–385.
- [60] J. Yuansheng, Y. Qiming, Ferrographic analysis of wear debris generated in locomotive diesel engines, *Wear* 93 (1) (1984) 23–32.
- [61] D.M. Pai, E. Ratterman, M.C. Shaw, Grinding swarf, *Wear* 131 (2) (1989) 329–339.
- [62] P.L. Tso, S. Wu, S. Analysis of grinding quantities through chip sizes, *J. Mater. Process. Technol.* 95 (1–3) (1999) 1–7.
- [63] I.D. Marinescu, W.B. Rowe, B. Dimitrov, *Tribology of Abrasive Machining Processes*, 1th ed., Willian Andrew, New York, 2004 (758p).
- [64] N.R. Dhar, A.T. Siddiqui, M.H. Rashid, Effect of high-pressure coolant jet on grinding temperature, chip and surface roughness in grinding AISI-1040 steel, *ARPJ Eng. Appl. Sci.* 1 (4) (2006) 22–28.
- [65] C. Haosheng, L. Shihuan, W. Jiadao, C. Darong, Spherical dendritic particles formed in cavitation erosion, *Mater. Lett.* 62 (17–18) (2008) 2707–2709.
- [66] S. Malkin, C. Guo, *Grinding Technology: Theory and Application of Machining with Abrasives*, 2th ed., Industrial Press Inc., New York, 2008.
- [67] G.S. Su, Z.Q. Liu, Experimental analysis on spherical chips in high-speed machining of hardened AerMet100, *Mater. Sci. Forum* 723 (2012) 67–71.
- [68] J.Y. Zhao, Y.C. Fu, J.H. Xu, L. Tian, L. Yang, Forces and chip morphology of nickel-based superalloy Inconel 718 during high speed grinding with single grain, *Key Eng. Mater.* 589–590 (2014) 209–214.
- [69] I.P. Nikiforov, I.V. Plokhotov, P.N. Mal'tsev, V.V. Ivanov, *Chip Combustion in Metal Grinding*, 37 Russian Engineering Research, 2017, pp. 530–535 ISSN 1068-798X.
- [70] M.C. Shaw, *Principles of Abrasive Processing*, Oxford Series on Advanced Manufacturing, 1996.
- [71] W.B. Rowe, *Principles of Modern Grinding Technology*, 2th ed., William Andrew, 2014 (480p).
- [72] W. Kacalak, K. Tandecka, L. Rypina, Evaluation of micromachining processes using data in the format and geometric characteristics of micro-chips, *J. Mach. Eng.* 15 (4) (2015).
- [73] I. Ucun, K. Aslantas, F. Bedir, An experimental investigation of the effect of coating material on tool wear in micro milling of Inconel 718 super alloy, *Wear* 300 (1–2) (2013) 8–19.
- [74] R.C. Reed, *The Superalloys Fundamentals and Applications*, 1th ed., Cambridge University Press, New York, 2006 (392p).
- [75] P.L. Tso, An investigation of chip types in grinding, *J. Mater. Process. Technol.* 53 (3–4) (1995) 521–532.