

LETÍCIA CRISTINA SILVA

**INVESTIGAÇÃO DA USINABILIDADE DO AÇO
INOXIDÁVEL DUPLEX UNS S32205 NO
MICROFRESAMENTO**



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

2017

LETÍCIA CRISTINA SILVA

**INVESTIGAÇÃO DA USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL
DUPLEX UNS S32205 NO MICROFRESAMENTO**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

Uberlândia – MG

2017

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

S586i
2017 Silva, Letícia Cristina, 1982-
Investigação da usinabilidade do aço inoxidável duplex UNS 32205
no microfresamento / Letícia Cristina Silva. - 2017.
137 f. : il.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.
Dissertação (mestrado) -- Universidade Federal de Uberlândia,
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2017.26>
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Microusinagem - Teses. 3.
Metais - Usinabilidade - Teses. 4. Aço inoxidável duplex - Teses. I.
Silva, Márcio Bacci da. II. Universidade Federal de Uberlândia.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621



SERVIÇO PÚBLICO FEDERAL
MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA



ALUNA: Letícia Cristina Silva

NÚMERO DE MATRÍCULA: 11522EMC009

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Materiais e Processos de Fabricação

LINHA DE PESQUISA: Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)

PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL MESTRADO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO:

“Investigação da Usinabilidade do Aço Inoxidável Duplex UNS S32205 no Microfresamento”

ORIENTADOR: Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva

A Dissertação foi **APROVADA** em reunião pública, realizada no Anfiteatro A do Bloco 5O, Campus Santa Mônica, em 28 de agosto de 2017, às 14:00 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

NOME	ASSINATURA
Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva (orientador)	UFU
Prof. Dr. Arthur Alves Fiocchi	UFU
Prof. Dr. Lincoln Cardoso Brandão	UFSJ

Uberlândia, 28 de agosto de 2017

LETÍCIA CRISTINA SILVA

**INVESTIGAÇÃO DA USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL
DUPLEX UNS S32205 NO MICROFRESAMENTO**

Dissertação **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. - FEMEC - UFU - Márcio Bacci da Silva

Prof. Dr. - FEMEC - UFU - Arthur Alves Fiocchi

Prof. Dr. - UFSJ - Lincoln Cardoso Brandão

Uberlândia, 28 de agosto de 2017

DEDICATÓRIA

À minha família...

AGRADECIMENTOS

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

Ao meu orientador Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva, minha sincera gratidão pela paciência, disponibilidade e conhecimento compartilhado, fundamentais ao desenvolvimento deste trabalho.

Aos professores da Pós-graduação, especialmente ao Prof. Dr. Arthur Fiocchi, Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva e Prof. Dr. Eder Silva pelo apoio em vários momentos durante todo o transcorrer do curso.

À CAPES, CNPq e FAPEMIG pelo essencial apoio financeiro.

À todos os colegas do LEPU, Ivanilson Costa, Milla Gomes, Déborah Oliveira, Adriel Diniz, Carlos Damião, especialmente aos colegas que participaram diretamente deste trabalho: Maksym Ziberov, Aline Gonçalves, Giordano Vieira e Mauro Paipa, sem os quais muito provavelmente a realização deste não teria sido possível. À todos, muito obrigada pela contribuição diária, pelos momentos de descontração, pelo café e por se mostrarem mais do que simples colegas.

Aos técnicos de laboratório Lázaro, Thiago Pereira, Thiago Menezes e principalmente ao Alcione que me ajudou de maneira tão prestativa, sempre que necessário.

Ao meu pai José Divino, minha mãe Elaine e meus irmãos Leandro e Larissa pelo amor incondicional e por me ajudarem em todos os momentos.

À Zulmira e Eustáquio, por cumprirem bem o papel de pais adotivos esporádicos.

Ao pequeno Bernardo, cujo o simples fato de existir, trouxe calma e esperança em meio à tempestade.

Ao meu namorado Vitor, que me ajudou em todas as horas, de todas as formas possíveis e imagináveis, mas que principalmente acreditou em mim... quando até eu mesma duvidava.

Aos demais familiares e amigos, que torcem, rezam e celebram comigo cada uma das minhas conquistas.

À Deus, por abençoar os meus caminhos, renovar minhas forças diárias e minha esperança num mundo melhor.

*“Every day for us something new
Open mind for a different view
And nothing else matters...”*

James Hetfield, Lars Ulrich

SILVA, L. C. **Investigação da Usinabilidade do Aço Inoxidável Duplex UNS 32205 no Microfresamento**. 2017. 137 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

O aumento crescente da procura por produtos que necessitam de componentes cada vez menores impulsiona o desenvolvimento da microusinagem, considerada altamente necessária para os avanços tecnológicos na área metal mecânica. Neste contexto, o microfresamento é uma alternativa viável para a fabricação destes microcomponentes, permitindo a usinagem de geometrias complexas em diversos materiais tais como: metais e ligas, compósitos, polímeros, cerâmicas e alguns aços inoxidáveis, sendo que estes últimos despertam grande interesse para a indústria devido à sua característica de grande resistência à corrosão e à oxidação. No entanto, adaptar o conhecimento do fresamento de aços inoxidáveis em escala convencional para a microescala exige o entendimento dos fenômenos específicos que surgem com a redução das dimensões envolvidas nas operações. Diante desse contexto, este trabalho tem como principal objetivo a investigação da usinabilidade do aço inoxidável duplex UNS S32205 no microfresamento. Para tanto, foram realizados ensaios para fabricação de microcanais, utilizando uma microfresadora CNC de quatro eixos, rotação máxima de 60 000 rpm e resolução de 0,1 μm , usando microfresas de metal duro com diâmetro de 200 μm e 400 μm . A partir dos dados experimentais, foram analisados a evolução do desgaste, as formas e mecanismos de desgaste da ferramenta, a formação de rebarba, a superfície microusinada, a rugosidade superficial e a formação de cavaco. Os resultados mostram que a ferramenta com diâmetro de 200 μm apresentou um excelente desempenho em relação ao comprimento usinado, no entanto o aumento da velocidade de corte levou a um desgaste excessivo e altas rebarbas. Na usinagem utilizando ferramentas de diâmetro 400 μm , o desgaste e altura das rebarbas foi atenuado através da utilização do fluido de corte. E por fim, as ferramentas com maior diâmetro apresentaram rebarbas muito menores quando comparadas às de menor diâmetro, formando cavacos contínuos, além de apresentarem um menor grau de recalque.

Palavras Chave: Microusinagem; Microfresamento; Usinabilidade; Aço inoxidável duplex; Grau de recalque.

SILVA, L. C. *Investigation of the Usability of Duplex Stainless Steel UNS 32205 in Micromilling*. 2017. 137 f. Master's Dissertation, Federal University of Uberlândia - MG.

Abstract

The increasing demand for products requiring increasingly smaller components drives the development of micromachining, which is considered to be highly necessary for technological advances in the field of mechanical engineering. In this context, micromilling is a viable alternative for the manufacture of these microcomponents, allowing the machining of complex geometries in various materials such as: metals and alloys, composites, polymers, ceramics and some stainless steels, the latter of which arouse great interest for the industry due to its characteristic of great resistance to corrosion and oxidation. However, adapting the knowledge of milling of stainless steels on a conventional scale to the microscale requires an understanding of the specific phenomena that arise with the reduction of operations. Considering this context, this work has as main objective the investigation of the machinability of duplex stainless steel UNS S32205 in the micromilling operation. For that, tests were made to manufacture microchannels, using a 4-axis CNC micromill machine tool, with maximum spindle rotation of 60 000 rpm and resolution of 0.1 μm , using 200 μm and 400 μm diameter tools. From the experimental data, it was investigated the evolution of tool wear, the forms and mechanisms of tool wear, burr formation, machined surface quality, surface roughness and chip formation. The results show that the tool with diameter 200 μm presented an excellent performance in relation to the machined length, however the increased cutting speed led to excessive wear and high burrs. In the machining tests using tools with diameter 400 μm , the wear and height of the burrs was attenuated through the use of cutting fluid. Finally, the tools with the largest diameter presented minor burrs when compared to the smaller diameter, forming continuous chips, in addition to presenting a lower chip thickness ratio of the chips.

Keywords: *Micromachining; Micromilling; Usability; Duplex stainless steel; Chip thickness ratio of the chips.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Escala dimensional de processos de usinagem e sua precisão. *MEMS: Sistemas Micro-Eleto-Mecânico (Adaptado de CHAE; PARK; FREIHET, 2006).....	1
Figura 1.2 - Aplicações de ferramentas de micro corte em vários campos (a) Fabricação de micro-bicos, (b) Perfuração de ligas aeroespaciais, (c) Indústria de relojoaria, (d) Desenvolvimento de micro agulhas (VENKATESH et al., 2016).....	2
Figura 2.1 - Relação entre o tamanho do grão e a espessura dos cavacos para corte convencional e microcortes (Adaptado de BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005)	7
Figura 2.2 - Esquema da aresta de corte em (a) macro-escala convencional e (b) corte em microescala (Adaptado de BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009).....	9
Figura 2.3 - Raio da aresta de corte (Adaptado de BOOTHROYD, 1981).....	9
Figura 2.4 - Mecanismos de deformação e remoção de material na microusinagem (Adaptado de ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009).....	11
Figura 2.5 - Microfresamento com efeito espessura mínima para formação do cavaco: de (a) até (c) primeiro passe, de (d) até (f), segundo passe (Adaptado de FILIZ et al., 2007)...	12
Figura 2.6 - Pressão específica em função da espessura do material no corte ortogonal de alumínio (Adaptado de DA SILVA, 2014).....	15
Figura 2.7 - Energia específica de corte em diferentes avanços no microfresamento (Adaptado de LAI et al., 2008)	16
Figura 2.8 - Máquinas-ferramentas comerciais de ultraprecisão: (a) Kern micro; (b) Precitech freeform 700 Ultra; (c) Makino Hyper2J. (Adaptado de CHENG; HUO, 2013).....	17
Figura 2.9 - (a) Micro Torno (b) Micro Fresadora (TANAKA, 2001; OKAZAKI; MISHIMA; ASHIDA, 2002)	18
Figura 2.10 - Formação de diferentes tipos de cavacos: (a) sem vibrações (b) durante vibrações forçadas (c) sob vibração regenerativa. (ALTINTAS, 2000; CHAE, PARK, FREIHET, 2006; PILJEK; KERAN; MATH, 2014; VENKATESH et al., 2016).....	21
Figura 2.11 - Relação entre o comprimento real e o diâmetro da ferramenta em (a) ferramenta com Ø 4 mm e em (b) ferramenta com Ø 0,2 mm.....	21
Figura 2.12 - Erros de alinhamento e fabricação. (Adaptado de JUN et al., 2007).....	22
Figura 2.13 - Comparação do fresamento de um canal ideal e um fresamento com desbalanceamento. (Adaptado de LEE; DORNFELD, 2004; ARAI, 2008)	23

Figura 2.14 - Redução de força usando corte em alta velocidade (Adaptado de MOLLER, 1997 apud ROBINSON; JACKSON, 2005)	25
Figura 2.15 - Desempenho do sistema sob várias condições de rotação (Adaptado de CHEUNG; LEE, 2000)	25
Figura 2.16 - Rotação e velocidades de corte correspondentes, normalmente utilizadas no microfresamento. (Adaptado de CÂMARA et al., 2012)	26
Figura 2.17 - Velocidades de corte típicas e Avanço por dente utilizadas no microfresamento. (Adaptado de CÂMARA et al., 2012)	27
Figura 2.18 - Diferentes formas geométricas para ferramentas de microusinagem (FANG et al., 2003).....	29
Figura 2.19 - Geometria de uma microfresa de topo (nova), com 500 μm de diâmetro (Adaptado de CHENG; HUO, 2013).....	30
Figura 2.20 - Microfresas com: (a) 2 arestas de corte, (b) 4 arestas de corte e (c) 6 arestas de corte, obtidas por MEV (ADAMS et al., 2001)	31
Figura 2.21 - Materiais utilizados para fabricação de microfresas (Adaptado de CÂMARA et al., 2012).....	32
Figura 2.22 - Camada de revestimento de TiN em uma ferramenta de metal duro (ARAMCHAROEN et al., 2008).....	33
Figura 2.23 - Principais áreas e tipos de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY; TRENT, 1982 apud MACHADO et al., 2011)	34
Figura 2.24 - Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (MACHADO et al., 2011).....	35
Figura 2.25 - Detalhe ampliado da ferramenta severamente desgastada (Adaptado de FILIZ et al., 2007).....	37
Figura 2.26 - Redução percentual no diâmetro da ferramenta após o término dos canais (Adaptado de FILIZ et al., 2007)	38
Figura 2.27 - Rugosidade superficial com o progresso do desgaste da ferramenta (Adaptado de LI et al., 2008).....	40
Figura 2.28 - Superfície aço ferramenta usinado (Adaptado de BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE 2005)	41
Figura 2.29 - Influência do avanço e velocidade de corte no microfresamento, utilizando ferramenta de metal duro (Adaptado de CHENG; HUO, 2013).....	42
Figura 2.30 - Influência da velocidade de corte e da dureza do material na rugosidade superficial (Adaptado de WEULE; HUNTRUP; TRITSCHLER, 2001)	43
Figura 2.31 - Peça de precisão antes e após a rebarbação (GILLESPIE, 1979) *imagem ampliada 15x	44

Figura 2.32 - Categorização das formas e localização da rebarba em uma operação de fresamento de topo (Adaptado de LEE; DORNFELD, 2002).....	45
Figura 2.33 - Tipos de rebarbas encontrados na microusinagem (CHERN et al., 2007)	45
Figura 2.34 - Progressiva formação de rebarba ao longo do desgaste da ferramenta. *escala da régua em polegadas (BAO; TANSEL, 2000)	46
Figura 2.35 - Variação da altura da rebarba em função do avanço por dente (Adaptado de CHERN, 2006).....	47
Figura 2.36 - Desempenho comparativo em usinagem de diversos tipos de aços inoxidáveis (MACHADO et al., 2011)	49
Figura 3.1 - Microestrutura do aço inoxidável duplex UNS S32205, Ferrita (fase escura) e Austenita (fase clara)	53
Figura 3.2 - Microfresadora utilizada nos ensaios	54
Figura 3.3 - Microfresas utilizadas nos ensaios e seus parâmetros geométricos	55
Figura 3.4 - Geometria da microfresa de topo, (a) e (b) ferramenta nova, (c) raio de aresta da ferramenta, (d) ferramenta de 200 μm ao lado de um cabelo humano.....	56
Figura 3.5 - EDS realizada no revestimento da ferramenta.....	57
Figura 3.6 - Espessura do revestimento WXL na ferramenta de metal duro	57
Figura 3.7 - Dimensões da peça de trabalho	58
Figura 3.8 - Fixação do corpo de prova (a)	58
Figura 3.9 - Perfil de rugosidade da superfície da peça de trabalho.....	59
Figura 3.10 - (a) Dimensões da pinça de fixação, (b) detalhe do critério de posicionamento da ferramenta	60
Figura 3.11 - Posicionamento da ferramenta	60
Figura 3.12 - Fotografia do ensaio realizado	61
Figura 3.13 - Direção de aplicação do fluido de corte	62
Figura 3.14 - Detalhamento da medição do desgaste da ferramenta	63
Figura 3.15 - Perfilômetro utilizado nos experimentos.....	64
Figura 3.16 - Ilustração da obtenção da altura da rebarba	64
Figura 3.17 - Espessura do cavaco (ferramentas com $\varnothing$ 200 μm)	66
Figura 3.18 - Espessura do cavaco (ferramentas com $\varnothing$ 400 μm)	66
Figura 4.1 - Desgaste 1 e desgaste 2 em função do comprimento usinado no ensaio 1	68
Figura 4.2 - Arestas da ferramenta utilizada em (a) nova e em (b) após o 42º passe.	70
Figura 4.3 - Desgaste 1 e desgaste 2 (das 2 arestas de corte) em função do comprimento usinado no ensaio 2.....	71
Figura 4.4 - Evolução do desgaste da aresta 1	72
Figura 4.5 - Desgaste 1 e desgaste 2 (das 2 arestas de corte) no ensaio 3.....	72

Figura 4.6 - Comprimento de corte usinado antes da quebra da ferramenta.....	73
Figura 4.7 - Comparação da ferramenta nova com a ferramenta desgastada e das semelhanças entre o desgaste apresentado nas ferramentas com diâmetros de 200 μm e 400 μm , respectivamente.....	74
Figura 4.8 - Desgaste 1 e desgaste 2 (das 2 arestas de corte) em função do comprimento usinado no ensaio 4.....	75
Figura 4.9 - Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga (ensaio 1).....	76
Figura 4.10 - Imagens da ferramenta e do canal usinado no ensaio 1	77
Figura 4.11- Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga, em (a) aresta 1 e (b) aresta 2 (ensaio 2).....	78
Figura 4.12 - Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga, em (a) aresta 1, (b) aresta 2 e (c) ampliação da superfície desgastada (ensaio 3)	79
Figura 4.13 - Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga (ensaio 4).....	79
Figura 4.14 - Ilustração sobre as possibilidades de medição de rebarba, em (a) alta rebarba e em (b) rebarba praticamente inexistente	80
Figura 4.15 - Variação da altura da rebarba dos microcanais nos ensaios 3 e 4, utilizando ferramentas com $\varnothing$ 400 μm (com e sem fluido de corte).....	81
Figura 4.16 - Exemplos da disposição das rebarbas em relação a superfície do topo do canal (Ensaio 1), em (a) rebarba dobrada, (b) rebarba paralela ao topo, (c) rebarba perpendicular ao topo	82
Figura 4.17 - Rebarbas antes, no momento da quebra e depois da quebra da ponta da ferramenta no segundo passe do ensaio 3 (ferramenta $\varnothing$ 400 μm , seco).....	83
Figura 4.18 - Variação da altura da rebarba concordante e discordante no ensaio 1, utilizando ferramenta com $\varnothing$ 200 μm	84
Figura 4.19 - Variação da altura da rebarba concordante e discordante no ensaio 2, utilizando ferramenta com $\varnothing$ 200 μm	85
Figura 4.20 - Perfil típico dos canais usinados	86
Figura 4.21 - Rebarba de entrada lateral concordante em (a) ensaio 1 e em (b) ensaio 3 ...	86
Figura 4.22 - Rebarba de saída: (a) imagem de topo do canal e (b) imagem frontal do canal	87
Figura 4.23 - Rebarba do tipo onda (lateral concordante)	88
Figura 4.24 - Rebarba interna em (a) ensaios 1 e 2 (b) 2º passe, ensaio 3.....	89
Figura 4.25 - Formação da rebarba interna juntamente com rebarba primária.....	89

Figura 4.26 - Principais tipos de rebarba de topo apresentados no lado discordante dos microcanais, sendo (a) rebarba tipo primária e (b) rebarba menor.....	90
Figura 4.27 - Principais tipos de rebarba de topo apresentados no lado concordante dos microcanais, sendo (a) rebarba de penas e (b) rebarbas semelhantes a agulhas.....	91
Figura 4.28 - Superfícies usinadas no ensaio 1	92
Figura 4.29 - Superfícies usinadas no ensaio 2	93
Figura 4.30 - Superfícies usinadas no começo, meio e fim dos 2 canais do ensaio 3	93
Figura 4.31 - Superfícies usinadas (a) fim do canal 1, (b) início do canal 2 e (c) fim do canal 2.....	94
Figura 4.32 - Superfícies usinadas no ensaio 3 (MQL)	94
Figura 4.33 - (a) superfície usinada no ensaio 4 com marcas relativas ao avanço (Y) e (X) marcas proeminentes maiores que o avanço, (b)	95
Figura 4.34 - Representação gráfica teste de hipótese bicaudal.....	98
Figura 4.35 - Rugosidade média R_a obtida em cada para cada canal no ensaio 3 (sem fluido) e no ensaio 4 (com fluido)	99
Figura 4.36 - Rugosidade média R_q obtida em cada para cada canal no ensaio 3 (sem fluido) e no ensaio 4 (com fluido)	100
Figura 4.37 - Perfil de rugosidade obtida na superfície do primeiro canal (ensaio 3).....	100
Figura 4.38 - Perfil de rugosidade obtida na superfície do segundo canal (ensaio 3).....	101
Figura 4.39 - Cavaco comparado ao modelo de Piispanem, com lamelas semelhantes a um “baralho de cartas” (Adaptado de PIISPANEM, 1937 apud MACHADO et al. 2011).....	102
Figura 4.40 - Cavacos típicos do ensaio 1 e 2	102
Figura 4.41 - Cavacos típicos do ensaio 3	102
Figura 4.42 - Forma dos cavacos (a) ensaio 1 (b) ensaio 2 (c) ensaio 3	103
Figura 4.43 - Largura do cavaco no ensaio 3	103
Figura 4.44 - Ocorrência de zona de escorregamento e aderência no cavaco (ensaio 1) ..	104
Figura 4.45 - Ocorrência de zona de escorregamento no cavaco (ensaio 3)	105

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Composição química em % do aço inoxidável duplex UNS S32205 (Fornecida pelo fabricante).....	52
Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas do aço inoxidável duplex UNS S32205	52
Tabela 3.3 - Ensaios e parâmetros de corte realizados	61
Tabela 4.1 - Medição das larguras das fases ferrita e austenita da amostra	96
Tabela 4.2 - Medição das larguras das marcas deixadas na superfície usinada.	96
Tabela 4.3 - Fórmulas e resultados dos cálculos necessários ao teste de hipótese bicaudal	97
Tabela 4.4 - Grau de recalque dos ensaios realizados em função do diâmetro da ferramenta	105

LISTA DE ABREVIações E SÍMBOLOS

A	Seção de corte
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
AL	Alumínio
a_p	Profundidade de corte [μm]
APC	Aresta Postiça de Corte
b	Largura do corte
CNC	Comando Numérico Computadorizado
Co	Cobalto
Cr	Cromo
Cr_2O_3	Óxido de cromo
CrN	Nitreto de cromo
CrTiAlN	Nitreto de cromo, titânio e alumínio
Cu	Cobre
CVD	Diamante sintético
EDS	Espectroscopia de Energia Dispersiva
F_c	Força de corte [N]
f_z	Avanço por dente [μm]
h	Espessura de cavaco indeformado [μm]
h'	Espessura do cavaco [μm]
H_0	Hipótese nula
H_1	Hipótese alternativa
$H_{\min}$	Espessura mínima para formação de cavaco
HRC	Dureza Rockwell
ISO	International Organization for Standardization
k_s	Pressão específica de corte [N/mm^2]
LEPU	Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem
LMM	Laboratório Multiusuário de Microscopia
LTM	Laboratório de Tribologia e Materiais
MEMS	Sistemas Micro-Eleto-Mecânico
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio

MQF	Mínima Quantidade de Fluido
N	Nitrogênio
Nb	Nióbio
Ni	Níquel
NiTi	Níquel-titânio
nm	Nanometro
Ø	Diâmetro [μm]
P	Potência de corte
R_a	Desvio médio aritmético [μm]
RAH0	Região de aceitação de H0
R_c	Grau de recalque
r_e	Raio da aresta de corte [μm]
rpm	Rotação por minuto
R_q	Desvio médio quadrático [μm]
TiAlN	Nitreto de Titânio e Alumínio
Tin	Nitreto de Titânio
TRM	Taxa de remoção de material
u	Energia específica de corte [N/mm^2]
UFU	Universidade Federal de Uberlândia
UNS	Unified Numbering System
USB	Universal Serial Bus
μm	Micrometro
V	Vanádio
V_c	Velocidade de corte [m/min]
v_f	Avanço da mesa [mm/min]
W	Tungstênio
WG	Carboneto de Tungstênio
WXL	Nome comercial do revestimento
α	Ângulo de folga

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
1.2. Estruturação do Trabalho	4
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Efeito Escala	5
2.1.1 Microestrutura do material	6
2.1.2 Raio da aresta de corte	8
2.1.3 Formação de cavaco	10
2.1.4 Energia específica de corte	13
2.2 Máquinas-ferramentas	16
2.2.1 Propriedades da máquina-ferramenta	19
2.2.2 Vibração (Chatter)	19
2.2.3 Batimento radial	22
2.3 Condições de Corte	23
2.3.1 Alta rotação	24
2.3.2 Baixos avanços	26
2.4 Ferramentas de Corte	28
2.4.1 Geometria da ferramenta	28
2.4.2 Materiais da Ferramenta	31
2.4.3 Revestimento da Ferramenta	32
2.4.4 Desgaste e vida da ferramenta	33
2.5 Acabamento Superficial	39
2.5.1 Rugosidade Superficial	40
2.6 Formação de Rebarba	43
2.7 Grau de recalque	47
2.8 Usinabilidade	48
2.8.1 Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis	49
CAPÍTULO III - METODOLOGIA	51
3.1 Caracterização do material da peça	51
3.2 Microfresadora	53
3.3 Microferramenta	54

3.4	Preparação e fixação do corpo de prova	57
3.5	Ensaio de Microusinagem	59
3.5.1	Análise das ferramentas novas	59
3.5.2	Fixação da microfresa na máquina-ferramenta	59
3.5.3	Realização dos ensaios.....	60
3.6	Análise e medição do desgaste	62
3.7	Medição da rebarba e geometria do canal.....	63
3.8	Análise do cavaco e estimativa do grau de recalque	65
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES		67
4.1	Análise do Desgaste da Ferramenta.....	67
4.1.1	Evolução do desgaste	67
4.1.2	Formas e Mecanismos de Desgaste da Ferramenta	76
4.2	Análise da Formação de Rebarba	80
4.2.1	Análise da altura da rebarba de topo dos microcanais.....	80
4.2.2	Análise da forma e tipo de rebarba apresentada pelos microcanais	85
4.3	Análise da Superfície Microusinada.....	91
4.4	Análise da Rugosidade Superficial	98
4.5	Análise da Formação de Cavaco	101
4.5.1	Estimativa do grau de recalque do cavacos	105
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES		106
	Sugestões para trabalhos futuros	109
CAPÍTULO VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		110
APÊNDICE A - IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 1		118
APÊNDICE B - IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 2		126
APÊNDICE C - IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 3		133
APÊNDICE D - IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 4		136

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Centenas de anos atrás, peças de relógios de pulso eram basicamente os únicos microprodutos industriais fabricados. No entanto, as recentes mudanças nas demandas da sociedade e equipamentos cada vez menores e mais compactos tem forçado a indústria em geral a introduzir cada vez mais micropeças em vários tipos de produtos industriais (MASUZAWA, 2000), com isso a tendência para a miniaturização tem aumentado drasticamente na última década (CÂMARA et al., 2012).

Um dos métodos de fabricação para criação de dispositivos e componentes miniaturizados é a microusinagem mecânica que produz características geométricas que variam de dezenas de micrometros a alguns milímetros de tamanho (CHAE; PARK; FREIHET, 2006), como ilustrado na Fig. 1.1.

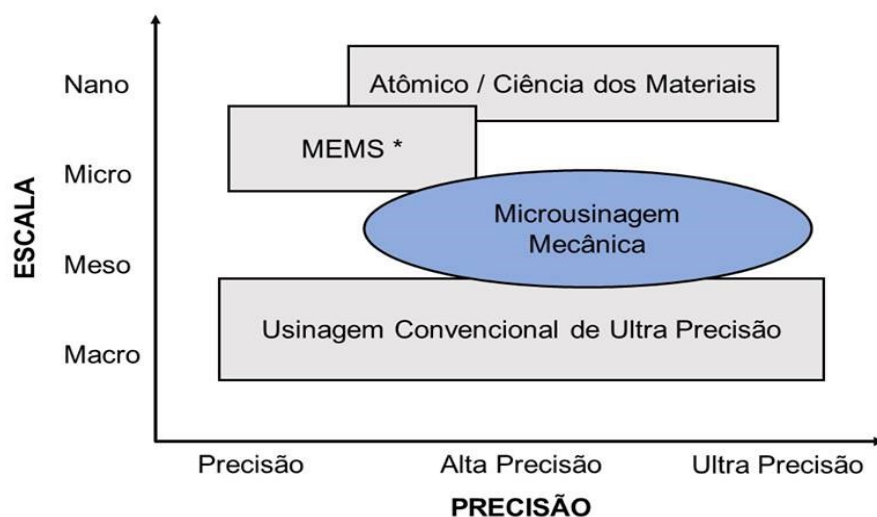


Figura 1.1 - Escala dimensional de processos de usinagem e sua precisão. *MEMS: Sistemas Micro-Eleto-Mecânico (Adaptado de CHAE; PARK; FREIHET, 2006)

Os microcomponentes requerem tolerâncias muito estreitas e os requisitos funcionais e estruturais demandados exigem o uso de vários materiais de engenharia (LIU et al., 2004). O processo de micro corte (microusinagem) é capaz de usinar uma ampla gama de materiais, incluindo metais, polímeros, cerâmicas e compósitos, com a exatidão e rugosidade superficial requerida. Assim, a microusinagem mecânica tem encontrado aplicações em muitas áreas que necessitam de micro componentes (CHENG; HUO, 2013).

A tecnologia de microusinagem encontra-se atualmente em fase de evolução, sendo utilizada em uma variedade de aplicações tal como ilustrado na Fig. 1.2. Alguns destes domínios incluem o setor aeroespacial, aviônico, automóvel, biomédico, eletrônico (VENKATESH et al., 2016).

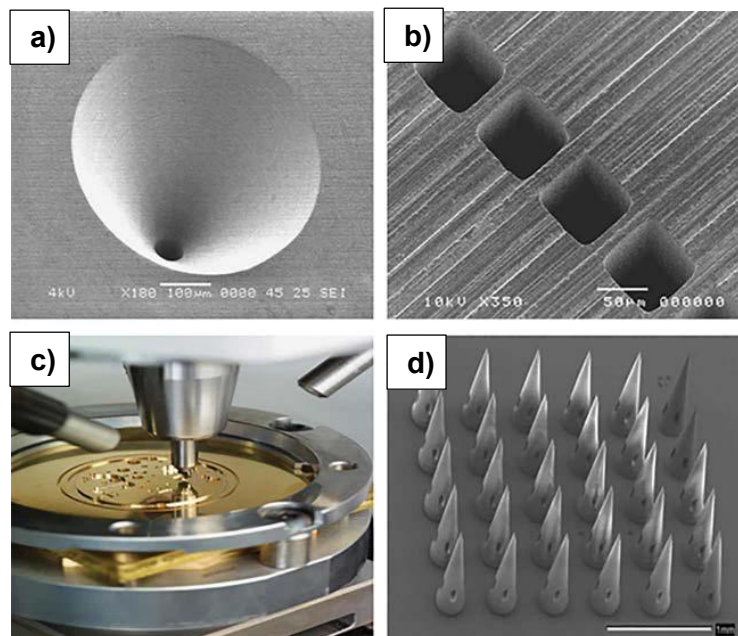


Figura 1.2 - Aplicações de ferramentas de micro corte em vários campos (a) Fabricação de micro-bicos, (b) Perfuração de ligas aeroespaciais, (c) Indústria de relojoaria, (d) Desenvolvimento de micro agulhas (VENKATESH et al., 2016)

Segundo Masuzawa (2000) o prefixo “micro” em microusinagem indica “micrometro” e representa a faixa de dimensões das ferramentas utilizadas no processo, de 1 a 999 μm . Sendo considerada a principal característica o fato de que a espessura de corte e o tamanho do grão do material policristalino da peça a usinar tenham dimensões comparáveis ao raio da cunha cortante da ferramenta de microusinagem (CÂMARA et al., 2012).

Da mesma forma que o processo de fresamento na escala macro permite a fabricação de peças com geometrias complexas, o microfresamento está entre os principais processos de fabricação que permitem o desenvolvimento de componentes que possuem dimensões

micrométricas (CÂMARA et al., 2012). Takacs; Vero; Mészáros (2003) ressaltam também, que a adaptação dos processos convencionais de remoção de material para escalas micrométricas, principalmente o fresamento, é uma alternativa viável de produção, já que este apresenta uma grande versatilidade entre as diversas operações de usinagem, permitindo a fabricação de uma ampla gama de micro produtos.

Porém, transferir o conhecimento já disponível da usinagem convencional para a microusinagem requer o entendimento de certas limitações e dos diferentes fenômenos envolvidos, não sendo possível uma modelagem de processo baseada apenas na redução das escalas das operações (CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

Apesar da microusinagem ser cinematicamente semelhante ao corte convencional, ela não é uma simples redução de escala. No microcorte uma série de questões críticas (muitas vezes negligenciadas no processo macro) tornam-se proeminentes, tais como o efeito do raio da aresta de corte, o ângulo de saída negativo da ferramenta, contato ferramenta-peça na superfície de folga da ferramenta, espessura mínima de corte e o efeito da microestrutura (CHENG; HUO, 2013). A medida que o tamanho da ferramenta e as dimensões de corte são reduzidos, surgem vários efeitos de escala (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

Os avanços na tecnologia, juntamente com o desenvolvimento do estado da arte, têm levado muitos pesquisadores a investigarem a mecânica por trás das operações de microusinagem, principalmente ao longo dos últimos 15 anos (VENKATESH et al., 2016). Assim, os estudos desenvolvidos nesta área buscam entender os fatores que afetam os processos de usinagem em microescala, apresentando propostas e soluções que melhoram o desempenho dos mesmos (BISSACCO et al., 2005).

Desta forma, o aumento crescente da procura por produtos que necessitam de componentes cada vez menores impulsiona o desenvolvimento da microusinagem, considerada atualmente como sendo altamente necessária para os avanços tecnológicos na área metal mecânica. Motivado por este fato, o desenvolvimento deste trabalho teve como principal objetivo a investigação da usinabilidade do aço inoxidável duplex UNS S32205 no microfresamento através da análise: da evolução do desgaste; formas e mecanismos de desgaste da ferramenta; formação de rebarba; superfície microusinada; rugosidade superficial e por fim; a formação de cavaco, sendo determinado o grau de recalque.

Assim, espera-se que este trabalho possa contribuir efetivamente no avanço do conhecimento teórico.

1.2. Estruturação do Trabalho

Esta dissertação está dividida em seis capítulos, o Capítulo I consiste deste texto introdutório, sendo o conteúdo dos capítulos seguintes resumidamente descritos a seguir.

O Capítulo II é constituído da revisão bibliográfica sobre o tema de pesquisa, no qual foram abordados os seguintes tópicos: efeito escala, máquinas-ferramentas, condições de corte, ferramentas de corte, acabamento superficial, formação de rebarba e usinabilidade.

No Capítulo III é descrito o procedimento experimental, abordando a caracterização do material da peça, microfresadora, microferramenta, preparação e fixação do corpo de prova, ensaios de microusinagem, análise e medição do desgaste, medição da rebarba, medição da geometria do canal e cálculo do grau de recalque.

No Capítulo IV são apresentados os resultados dos ensaios experimentais, juntamente com a análise e discussões dos mesmos.

No Capítulo V são apresentadas as conclusões mais relevantes do trabalho e sugeridos temas para trabalhos futuros.

E por fim, o Capítulo VI onde são apresentadas as referências bibliográficas citadas neste documento.

CAPÍTULO II

FUNDAMENTOS BÁSICOS DE MICROUSINAGEM

2.1 Efeito Escala

A diminuição de escala do processo convencional de fresamento onde são utilizadas ferramentas com diâmetros na faixa sub-milimétrica é usualmente chamada de microfresamento (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2006). Com a diminuição do diâmetro da ferramenta, o posicionamento preciso e altas rotações se tornam essenciais ao processo. Muda-se também a geometria da remoção de material quando comparado aos processos convencionais de corte na escala macro, podendo ser observadas maiores deflexões, elevado desgaste e alto risco de quebra da ferramenta (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

Vollertsen et al. (2009) mencionam que para se realizar um dimensionamento, ou seja, reduzir ou aumentar a escala, uma mesma condição (diminuição ou aumento), sempre com um fator constante, deve ser aplicada a todas as dimensões de comprimento relevantes da peça de trabalho, das ferramentas e/ou dos parâmetros de processamento de uma forma geometricamente semelhante. Ao contrário, Pawelski (1992) afirma que nem sempre é possível obedecer a todas as regras necessárias para que o aumento ou redução da escala de um processo seja considerado similar, em alguns casos a relação de diminuição de escala para todas as características significativas pode não ser mantida constante de acordo com os requisitos do processo. Bissacco; Hansen; De Chiffre (2005) enfatizam que no processo de microfresamento, a redução do tamanho do processo foi meramente representada pela redução do diâmetro da ferramenta.

Em função de todas estas limitações surge o chamado efeito escala, também conhecido pelo termo em inglês *Size Effect*. Mougou (2016) afirma que o efeito escala caracteriza a diferença entre a mecânica e a micromecânica do corte, sendo o fenômeno capaz de explicar as razões pelas quais um determinado material se comporta

completamente diferente em um processo com escala reduzida. Esse fenômeno tem sido observado ao usar vários materiais diferentes, em diferentes condições de corte e desempenha um papel importante na melhor compreensão do processo para que se consiga modelar as operações de microusinagem (DORNFELD; TAKEUCHI, 2006; KARPAT, 2009).

O estudo do efeito escala é importante por influenciar diretamente força de corte, espessura de cavacos, formação de cavacos e qualidade da superfície usinada (LIU et al., 2004; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009). De acordo com Lai et al. (2007) o efeito escala é uma das características mais significativas das operações de microfresamento, sendo a sua explicação e compreensão o objetivo de várias pesquisas conduzidas nesta área.

Para Bissaco et al. (2006) um dos principais objetivos de se investigar o efeito de escala é identificar o limite de tamanho onde o comportamento do processo de microusinagem começa a se diferenciar da escala convencional, afim de tentar prever de forma efetiva o desempenho do processo em escala micro. Em seu estudo, todos os parâmetros de corte foram dimensionados de acordo com o diâmetro da ferramenta e os autores puderam observar vários efeitos que comprovam que a diminuição de escala não é perfeita ou não se reflete igualmente nos resultados mensurados dos parâmetros de saída.

O efeito escala compreende principalmente alguns fenômenos de corte que na usinagem convencional (macro) são desconsiderados e que na microusinagem passam a ser relevantes, tais como: a microestrutura do material (tamanho de grão), o raio de arredondamento da aresta de corte e a influência na formação (ou não) de cavaco e ainda a energia específica de corte, abordados com mais detalhes a seguir.

2.1.1 Microestrutura do material

Quando a microestrutura do material da peça (tamanho de grão) é comparável em tamanho ao raio da aresta da ferramenta, ao avanço por dente e a profundidades de corte, ocorre o efeito escala (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005; MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2011).

Segundo Bissacco; Hansen; De Chiffre (2005) com a redução das dimensões da ferramenta, o volume de material removido em cada passe por dente também é reduzido. Entretanto, isso não ocorre com o tamanho de grão do material de trabalho, ou seja, o mesmo não é reduzido proporcionalmente.

Na macrousinagem convencional a aresta de corte é considerada perfeitamente afiada e a formação de cavaco compreende vários grãos, como mostrado na Fig. 2.1 (a). Cheng e

Huo (2013) afirmam que o tamanho de grão típico de materiais de engenharia varia entre 100 nm a 100 μm , enquanto que a espessura de corte no microfresamento pode ser de alguns micrometros, assim, no microfresamento o cavaco tende a ser formado dentro de poucos grãos ou em um único grão de cada vez, conforme Fig. 2.1 (b).

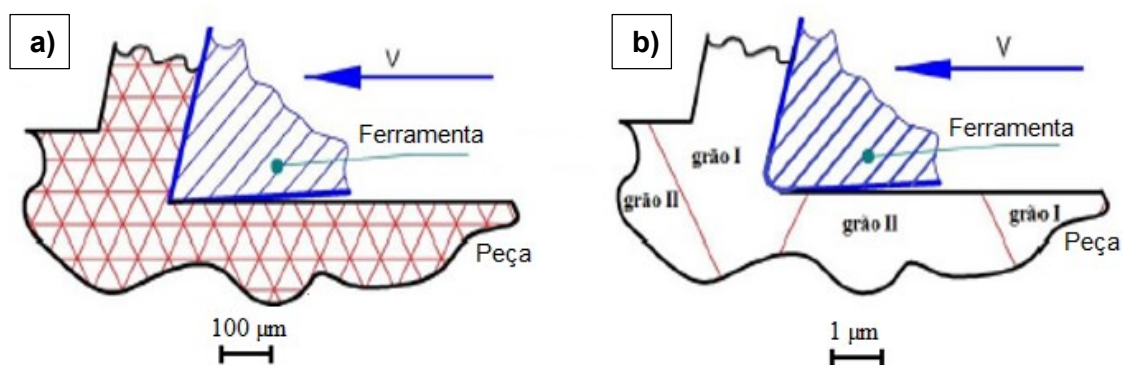


Figura 2.1 - Relação entre o tamanho do grão e a espessura dos cavacos para corte convencional e microcortes (Adaptado de BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005)

Quando toda a deformação de cisalhamento ocorre dentro de um único grão, as tensões aplicadas à ferramenta são dependentes da orientação individual do grão, causando grandes flutuações das forças de corte e instabilidade do sistema de corte, podendo causar a deflexão e desgaste da ferramenta, além de comprometer a integridade da superfície usinada (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005). To; Lee; Chan (1997) concluíram que o controle da orientação cristalográfica do material de trabalho durante as operações de usinagem influencia as forças de corte, sendo eficaz na melhoria do acabamento superficial. O mecanismo de formação do cavaco também passa a ser influenciado pela composição química e pelas propriedades mecânicas das fases constituintes do material da peça (CHENG; HUO, 2013).

Lee; Cheung; To (2002) estudaram a análise da vibração causada por materiais heterogêneos no processo de usinagem de precisão, chegando à conclusão de que a alteração da estrutura cristalográfica e orientação do grão afeta o ângulo de corte e a força. Concluíram também que, o desenvolvimento bem sucedido de um modelo de microplasticidade pode fornecer uma medida quantitativa para o efeito da orientação cristalográfica dos materiais de trabalho sobre a flutuação periódica das forças de microfresamento, sendo este essencial para uma melhor compreensão dos mecanismos de corte e do desempenho das máquinas de ultraprecisão.

Grum e Kisin (2003) usinaram diferentes tipos de alumínio e ligas de silício, observando o comportamento da força de corte em relação ao material e dureza da peça.

Quando a ferramenta passava de uma fase metalúrgica para outra, as condições de corte mudavam causando vibração e desgaste rápido da ferramenta. Ao final concluíram que as diferentes microestruturas dos materiais influenciam expressivamente a magnitude da força de corte, podendo causar erros de usinagem.

Portanto, diferentemente do que ocorre no macrocorte convencional, os materiais em microcorte não podem ser tratados como isotrópicos e homogêneos (CHENG; HUO, 2013). Bissacco; Hansen; De Chiffre (2005) afirmam que os materiais de trabalho para a microusinagem devem apresentar características metalúrgicas ideais, tais como homogeneidade microestrutural, baixos valores de dureza e tensões internas.

2.1.2 Raio da aresta de corte

O conceito de aresta de corte afiada, como na usinagem convencional em macroescala, não pode ser considerado válido para todas as operações de microusinagem (ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009). Ao contrário da usinagem convencional, na microusinagem, a espessura de cavaco indeformado (espessura de corte) e o tamanho do grão da peça de trabalho são comparáveis ao tamanho do raio da aresta de corte (ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009; CAMÂRA et al., 2012).

A Figura 2.2 ilustra a aresta de corte na usinagem convencional em macroescala em comparação com usinagem em microescala. Supostamente na macroescala a aresta de corte é perfeitamente afiada, como observado na Fig. 2.2 (a) e não há contato entre a ferramenta de corte e o material da peça de trabalho ao longo da superfície de folga da ferramenta. Desta forma, o material é predominantemente removido pela força mecânica de cisalhamento devido à interação entre a ferramenta afiada e a peça de trabalho, formando assim o cavaco. Por outro lado, na microusinagem, o raio da aresta de corte (r_e) torna-se significativo em comparação com a espessura de cavaco indeformado (h), conforme Fig. 2.2 (b) (ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009).

Apesar da suposição de que na macroescala a aresta é perfeitamente afiada, Boothroyd (1981) afirma que todas as ferramentas de corte, tanto as utilizadas na microusinagem, bem como as utilizadas na usinagem convencional (macro) apresentam um pequeno raio de aresta que liga a superfície de saída e as superfícies de folga, conforme observado na Fig. 2.3.

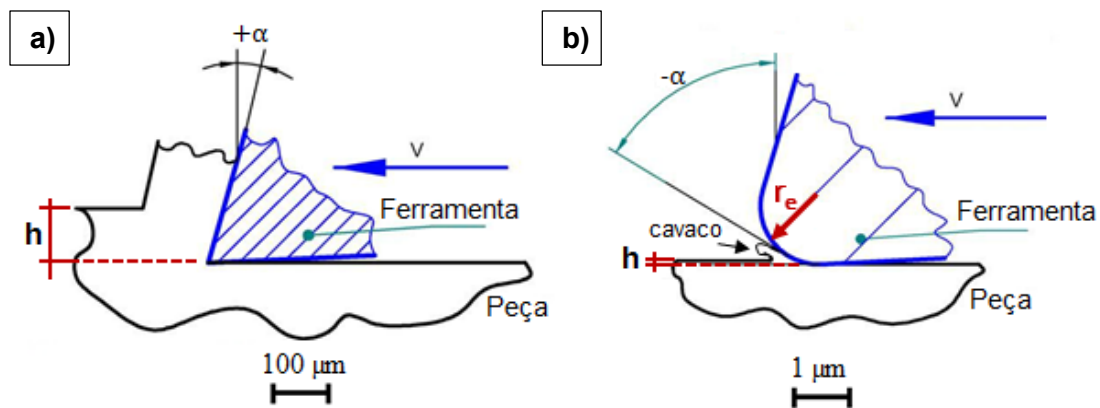


Figura 2.2 - Esquema da aresta de corte em (a) macro-escala convencional e (b) corte em microescala (Adaptado de BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009)

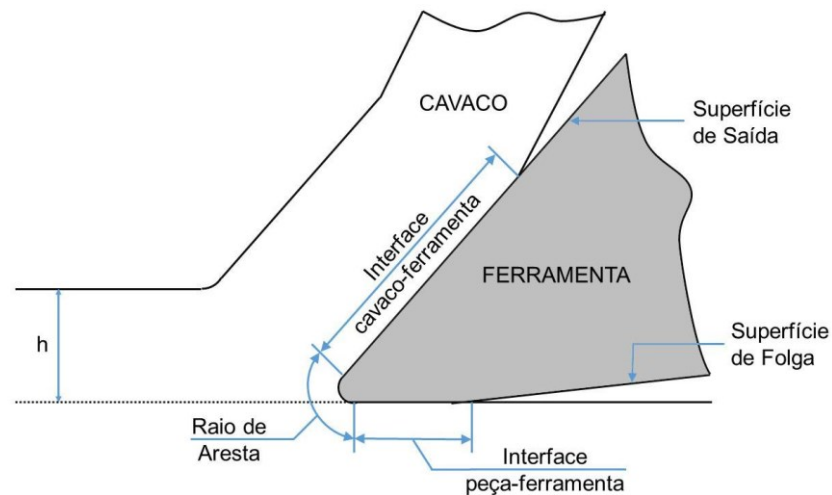


Figura 2.3 - Raio da aresta de corte (Adaptado de BOOTHROYD, 1981)

Bissacco; Hansen; De Chiffre (2005) afirmam que na microusinagem o raio da aresta de corte não é dimensionado consistentemente com o diâmetro da ferramenta e portanto a ferramenta não pode ser considerada perfeitamente afiada. O raio mínimo da aresta de corte obtido pode variar entre 1 μm a 4 μm , sendo limitado pela capacidade dos processos de fabricação das ferramentas, sendo essa questão também conhecida como um efeito escala. Picarelli (2015) afirma que a redução do diâmetro da ferramenta não acontece de forma proporcional no raio da aresta de corte, devido à dificuldade em se fabricar essa geometria em escalas tão pequenas.

Como resultado desta limitação, na microusinagem a espessura h passa a ter a mesma dimensão de r_e , frequentemente até menor que este. Quando r_e é maior que a espessura h , o ângulo de saída efetivo do cavaco passa a ser negativo ($-\alpha$) e o cavaco

passa a se formar na área de r_e podendo gerar esforços excessivos na ferramenta (ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009), conforme ilustrado na Fig. 2.2 (b).

Lai et al. (2008) usinaram cobre com uma microfresa de metal duro com duas arestas de corte, diâmetro de 100 μm e raio da aresta de corte de 2 μm (medidos através de microscopia eletrônica de varredura) e puderam observar que nenhum cavaco é formado quando a espessura de cavaco indeformado se apresenta entre 10% e 20% do raio da aresta de corte, o cavaco apenas começou a se formar a partir de 25% e se apresentou inteiro em 30%. Özel; Liu; Dhanorker (2007) realizaram microfresamento de dois materiais diferentes: aço (AISI 4340) e alumínio (AL 2024-T6), utilizando uma microfresa de metal duro com duas arestas de corte, diâmetro de 635 μm e raio de aresta de corte entre 1 μm a 5 μm . Concluíram que para a formação de cavaco no aço é necessário que a espessura mínima de corte esteja entre 30% e 36% da dimensão do raio da aresta de corte e que para o alumínio este percentual aumenta passando para 42% a 45% do raio da aresta de corte.

2.1.3 Formação de cavaco

Diversos fatores ligados à usinagem tais como o desgaste da ferramenta, os esforços de corte, a penetração do fluido de corte nas interfaces, o calor gerado na usinagem, entre outros, podem ser influenciados diretamente pela formação do cavaco (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013).

Segundo Machado et al. (2011) o processo de formação de cavaco em macroescala pode ser dividido em quatro etapas: recalque inicial, com a penetração da cunha cortante no material da peça; deformação (formação da "zona primária de cisalhamento") e ruptura; deslizamento das lamelas; saída do cavaco com o deslizamento do material deformado e rompido sobre a superfície de saída da ferramenta. Sendo, em condições normais de trabalho, um fenômeno periódico, uma vez que estas etapas se repetem ciclicamente de forma contínua.

Porém, de acordo com Chae; Park; Freiheit (2006), grande parte das abordagens de macrousinagem não se aplicam para a microusinagem. Em relação ao corte e remoção de material, as interações entre a ferramenta e o material usinado, apresentam um comportamento diferente na microusinagem devido à sua redução significativa de tamanho.

De acordo com Cheng e Huo (2013) na microusinagem, cavacos não se formam quando h é menor que um determinado valor crítico, chamado de espessura mínima para formação de cavaco ($h_{\min}$). Ao invés do processo de corte, ocorre apenas a recuperação elástica do material devido a não formação do cavaco. Assim, é deixada uma marca pela ferramenta e pelo resíduo de material, prejudicando o acabamento superficial, diminuir a

vida da ferramenta e ainda aumentar as forças de corte (VOGLER; DEVOR; KAPOOR, 2004; LEE; DORNFELD, 2005; ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009).

Por outro lado, a deformação e remoção do material na microusinagem ocorre como mostrado na Fig. 2.4 em: (a) a região de deformação elástica; (b) a região de deformação elástico-plástica; e (c) região completa de formação de cavacos (LIU et al., 2004; CHAE; PARK; FREIHET, 2006; ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009; CHENG; HUO, 2013).

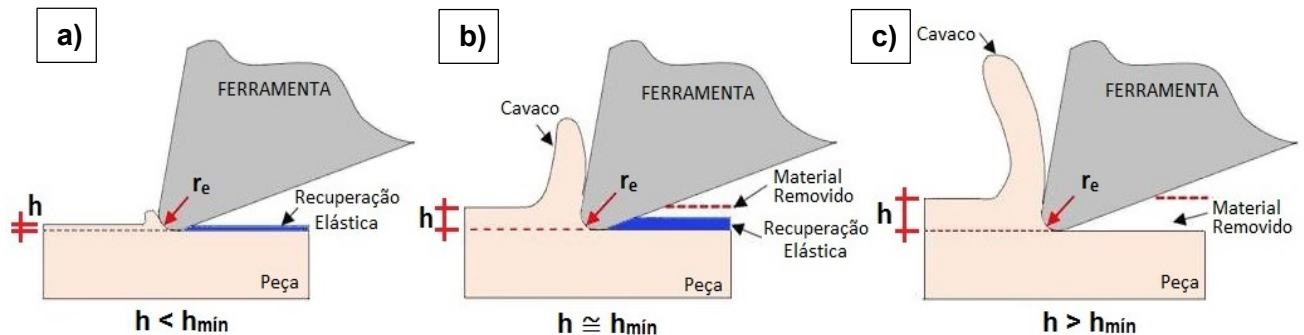


Figura 2.4 - Mecanismos de deformação e remoção de material na microusinagem (Adaptado de ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009)

Quando:

- $h < h_{\min}$: a formação de cavacos não ocorre e todo o material deformado recupera sua forma original (considerando um corte ortogonal onde a aresta de corte é maior que a largura de corte b), Fig. 2.4 (a).
- $h \approx h_{\min}$: à medida que a espessura de cavaco indeformado se aproxima da espessura mínima de corte, o regime de remoção de material se torna misto (elástico – plástico). A espessura $h_{\min}$ define se o cavaco se formará ou não. Esta dependerá diretamente do raio da aresta de corte e das propriedades do material a ser usinado (ZHANG et al., 2016). No entanto, uma porcentagem constante de material usinado se recupera elasticamente e a porção restante do material usinado sofre deformação plástica, Fig. 2.4 (b).
- $h > h_{\min}$: quando a espessura de cavaco indeformado excede a espessura mínima de corte, os efeitos elástoplásticos tornam-se insignificantes e o regime de corte é considerado dominante. A espessura h é removida como cavaco e o mecanismo de corte se assemelha ao mecanismo de corte convencional, Fig. 2.4 (c).

Para o fresamento de topo o mecanismo de remoção de material é um pouco mais complexo devido a característica de variação da espessura do cavaco ao longo do corte. Assim, o cavaco será formado somente após um determinado ângulo de rotação da

ferramenta, no qual a espessura de corte mínima é atingida. Filiz et al. (2007) fornece uma descrição gráfica do efeito da espessura mínima de corte no microfresamento frontal de canais, como mostrado na Fig. 2.5. A espessura do cavaco indeformado durante o fresamento do canal varia de zero no ponto inicial, para um valor máximo (igual ao avanço por dente) aproximadamente no centro do canal (fresamento discordante), e de volta para zero durante a saída do corte (fresamento concordante). O cavaco é formado ou não formado, dependendo se a espessura h excede $h_{\min}$.

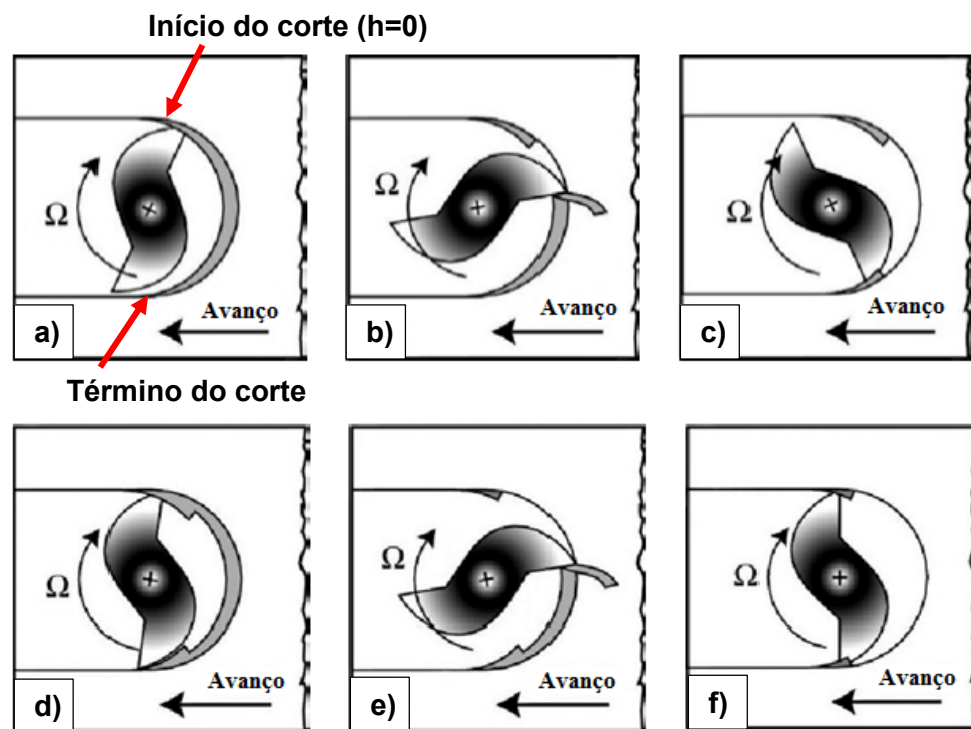


Figura 2.5 - Microfresamento com efeito espessura mínima para formação do cavaco: de (a) até (c) primeiro passe, de (d) até (f), segundo passe (Adaptado de FILIZ et al., 2007)

Para os trechos onde $h < h_{\min}$, a geometria do processo faz com que uma parcela do material seja direcionada para debaixo da ferramenta, ocorrendo recuperação elástica do material da peça após o passe da ferramenta (efeito de *ploughing*). Apenas uma pequena região deste material sofre deformação plástica, podendo provocar um aumento na rugosidade superficial (FILIZ et al., 2007).

De acordo com Malekian et al. (2012), é importante a definição de $h_{\min}$ pois quando se usa $h < h_{\min}$, ocorre grande recuperação elástica do material, o que pode afetar a formação do cavaco, as forças de corte e a geração de superfície durante a microusinagem. Para Aramcharoen e Mativenga (2009) é essencial a determinação da relação entre espessura

mínima de corte e o raio da aresta de corte na microusinagem de modo a evitar ou minimizar o efeito *ploughing* e alcançar a remoção do material desejado.

Vogler; Devor; Kapoor (2004) concluíram em seus experimentos que no caso de materiais com estrutura perlítica e ferrítica a formação do cavaco se inicia quando o valor $h_{\min}$ varia entre 20% a 30% do valor do raio de aresta da ferramenta utilizada. Porém, Vázquez et al., (2015) afirmaram que para que o processo de corte no microfresamento seja estável, é necessário que o avanço por dente seja de pelo menos 30% em relação ao raio da aresta de corte. Complementando, Liu et al., (2006) asseguram que a espessura mínima de corte depende não somente do avanço por dente e do raio da aresta de corte, mas também das propriedades do material e da velocidade de corte.

2.1.4 Energia específica de corte

A pressão específica de corte (k_s) é definida como a razão entre a força de corte (F_c) e a área da seção de corte (A), conforme Eq. 2.1. A área da seção de corte é dada pelo produto da profundidade ou largura de corte com o avanço (FERRARESI, 1970; MACHADO et al., 2011).

$$k_s = \frac{F_c}{A} \quad (2.1)$$

Diniz; Marcondes; Coppini (2013) afirmam que k_s é influenciada por vários fatores, tais como: material da peça, material e geometria da ferramenta, seção de corte, velocidade de corte, condições de lubrificação e refrigeração e estado de afiação da ferramenta. Ferraresi (1970) acrescenta ainda à lista anterior: a rigidez da ferramenta. Para processos de macrousinagem, o valor de k_s é considerado como uma propriedade do material, podendo ser inclusive utilizado para estimar força e potência de corte. Porém, k_s assume um valor muito maior para os processos de microusinagem.

No sistema internacional, a pressão específica de corte é dada em N/m^2 ou submúltiplos, porém multiplicando o denominador e o numerador da Eq. 2.1 pela velocidade de corte v_c , surge outra importante definição da pressão específica de corte: a energia necessária para remover uma unidade de volume de material na unidade de tempo, dada em W/mm^3 (ZIBEROV et al., 2016.b). Assim, Cheng e Huo (2013) definem a energia específica de corte, como sendo a energia consumida (quantidade de trabalho) necessária para remover uma quantidade unitária do material, calculada diretamente através da Eq. 2.2.

$$u = \frac{P}{TRM} = \frac{F_c \times V_c}{h \times b \times V_c} = \frac{F_c}{h \times b} \quad (\text{em } W/mm^3, N/mm^2 \text{ ou } MPa) \quad (2.2)$$

Onde:

u – energia específica de corte [energia/volume].

P – potência de corte [W].

TRM – taxa de remoção de material [cm^3/min].

F_c – Força de corte [N].

V_c – Velocidade de corte [m/min].

h – espessura de corte [mm].

b – largura do corte [mm].

Para as duas variáveis: pressão específica de corte (k_s) e energia específica de corte (u), a unidade é dada em energia por volume ou força por área. Assim, apesar de apresentarem definições diferentes, pode-se traçar uma relação entre u e k_s . De acordo com Rodrigues (2005) a multiplicação da Eq. 2.1 pela velocidade de corte não altera matematicamente o resultado, mas permite entender a pressão específica de corte por outra dimensão física do fenômeno de usinagem. Na literatura de uma maneira geral, foi encontrado o mesmo conceito para estas diferentes terminologias, desta forma, no desenvolvimento do texto referente a este trabalho de pesquisa será utilizado o termo energia específica de corte e o símbolo u .

2.1.4.1 Aplicação

Uma das características do processo de microusinagem é ter uma alta energia específica de corte. Sua medição pode ser usada como critério característico para determinar a ocorrência do efeito escala (LUI; MELKOTE, 2007; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009). O efeito escala na microusinagem é caracterizado por um aumento não-linear na energia específica de corte quando a espessura de cavaco indeformado é diminuída (NG et al., 2006; LUI; MELKOTE, 2007; ARAMCHAROEN; MATIVENGA 2009).

Desta forma, um grande volume de material tem de se tornar totalmente plástico para que uma quantidade relativamente pequena de material seja removida, resultando em um aumento significativo da energia específica de corte, levando a ferramenta à grande deflexão e acelerado desgaste (CHAE; PARK; FREIHET, 2006). Lai et al. (2008) afirmam que este aumento se deve principalmente a maior atuação do efeito *ploughing*, e também a outros fatores, como as propriedades microestruturais do material da peça. Backer et al., (1952) aliás, já haviam descoberto anteriormente que os contornos de grão, defeitos nos cristais e impurezas, desempenham papel importante no processo de cisalhamento durante a deformação plástica.

Da Silva (2014) ilustra a variação de k_s com a espessura h para o aço ABNT1045. Na Figura 2.6 é possível observar que quando os valores de h tendem a zero, a energia consumida para arrancar uma unidade de volume de material tende a valores máximos. O autor conclui que isso pode indicar que uma parte significativa desta energia foi desperdiçada devido ao aumento relativo do contato na superfície de folga da ferramenta, o que proporciona a realização de um trabalho plástico redundante, resultante do *ploughing* e do deslizamento da peça na superfície de folga da ferramenta. Esta deformação exige um gasto suplementar de energia, que vem a superar aquela produzida na remoção de material.

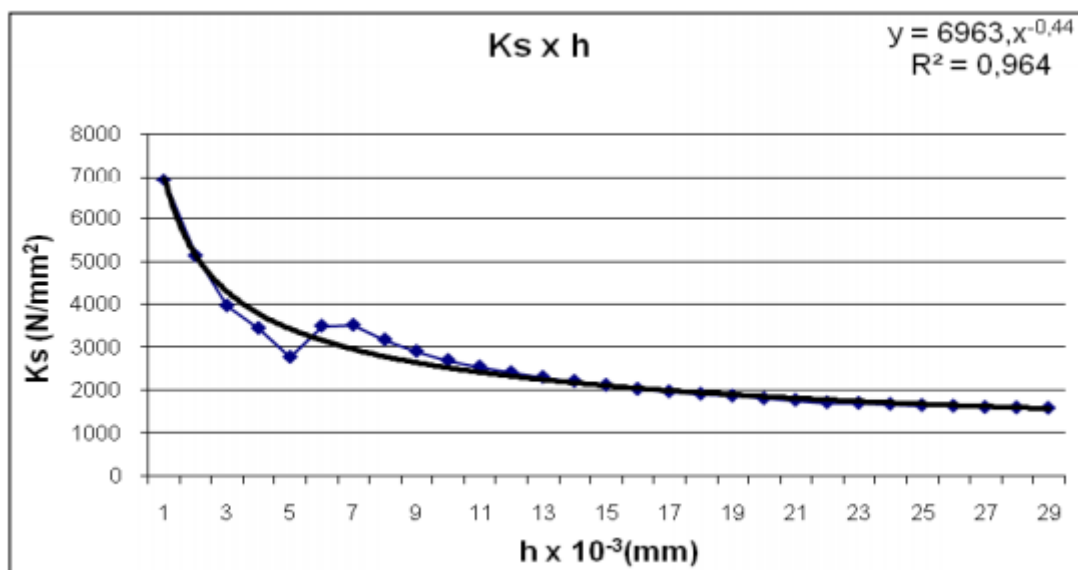


Figura 2.6 - Pressão específica em função da espessura do material no corte ortogonal de alumínio (Adaptado de DA SILVA, 2014)

Lai et al. (2008); Cheng e Huo (2013) afirmam que para uma largura constante de corte b , F_c é normalmente proporcional à espessura h . O normal (em processos de usinagem convencional) é que quanto menor for h , proporcionalmente menor será F_c , assim, a energia específica de corte deveria ser constante para um material específico. No entanto, experimentos e simulações de microusinagem mostraram o fenômeno de aumento não linear da energia específica de corte com a diminuição da espessura de cavaco indeformado. Na Figura 2.7 é mostrado um estudo realizado por Lai et al. (2008), onde o material de trabalho utilizado foi o cobre, microferramenta de metal duro com diâmetro de $100 \mu\text{m}$, velocidade de corte $104,72 \text{ mm/s}$, profundidade de corte a_p de $10 \mu\text{m}$, rotação de $20\,000 \text{ rpm}$. Através do gráfico, é possível observar que a energia específica de corte é maior para menores avanços por dente. Observa-se também uma outra tendência de que a

energia específica aumenta intensivamente com a diminuição do avanço por dente quando este é inferior a $h_{\min}$, sendo um resultado típico do efeito escala.

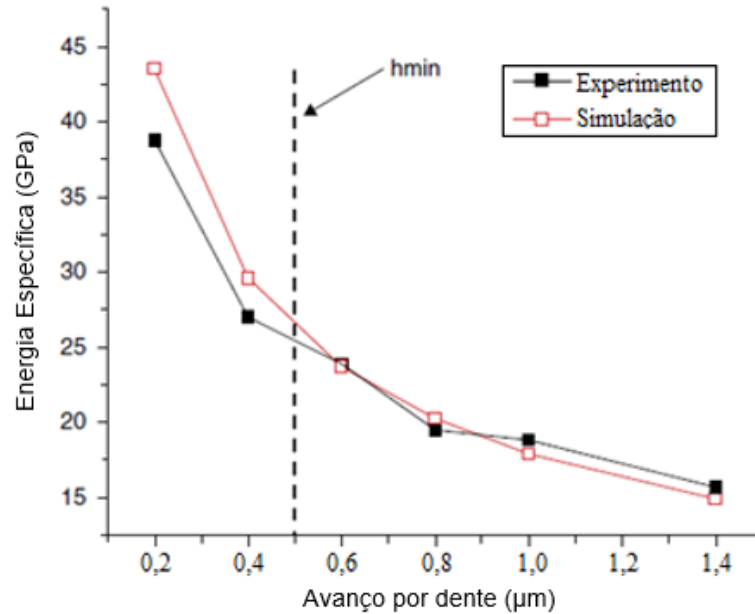


Figura 2.7 - Energia específica de corte em diferentes avanços no microfresamento (Adaptado de LAI et al., 2008)

Os exemplos anteriores demonstram algumas tendências observadas e propostas na literatura para o aumento não linear da energia específica de corte. Nas últimas décadas vários pesquisadores vêm conduzindo experimentos de usinagem e simulações computacionais afim de tentar compreender e melhor explicar este fenômeno (CHENG; HUO, 2013).

2.2 Máquinas-ferramentas

Dois tipos de máquinas-ferramenta são normalmente utilizadas nos processos de microusinagem: máquinas tradicionais ou centros de usinagem de alta precisão (mesmo sendo originalmente fabricadas para processos macro) e mini ou micromáquinas (fabricadas especialmente para estes processos), muitas vezes construídas até mesmo pelos próprios pesquisadores (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; CHENG; HUO, 2013). Bang; Lee; Oh (2005) afirmam que a utilização de máquinas-ferramentas precisas é uma forma efetiva de produzir microcomponentes com características tridimensionais.

De acordo com Cheng e Huo (2013), as máquinas-ferramentas fabricadas especialmente para usinagem de alta precisão são excelentes para processos micro, elas são equipadas com sistemas de controle e diversos sensores, sendo capazes de atingir altas rotações, além de possuírem grande rigidez.

Disponível no mercado, existe também uma série de fresadoras e tornos industriais de ultraprecisão para a fabricação de componentes de precisão. Na Figura 2.8 é mostrado alguns exemplos de máquinas industriais de ultraprecisão com capacidade de microcorte, disponíveis comercialmente.

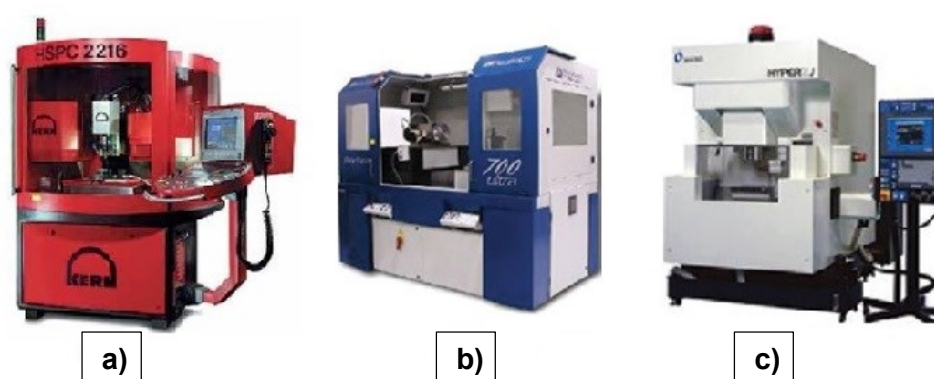


Figura 2.8 - Máquinas-ferramentas comerciais de ultraprecisão: (a) Kern micro; (b) Precitech freeform 700 Ultra; (c) Makino Hyper2J. (Adaptado de CHENG; HUO, 2013)

Algumas destas máquinas necessitam de grande espaço para instalação, cerca de 5 m² a 7 m². Seu alto custo e baixa flexibilidade limitam a sua aplicação à microcomponentes de geometrias complexas e de alto valor agregado, como componentes ópticos (CHENG; HUO, 2013).

Após o desenvolvimento das máquinas-ferramentas convencionais por comando numérico que deixaram os processos de fabricação mais flexíveis, com a evolução dos materiais das ferramentas e da peça de trabalho surge à necessidade de avanço das pesquisas na área de fabricação. Anos mais tarde, devido à redução das peças e das ferramentas de corte, houve a necessidade de redução dimensional das máquinas-ferramentas para a produção de microcomponentes (CHENG; HUO, 2013). Assim, as mini ou micromáquinas de alta precisão (fabricadas especificamente para micro processos) ganharam espaço nas últimas décadas.

Numerosos esforços de investigação têm sido realizados para desenvolver máquinas miniaturizadas ou microfábricas para a fabricação de microcomponentes de precisão (TANAKA, 2001; CHENG; HUO, 2013). Micro tornos foram desenvolvidos com 32 mm de comprimento, 25 mm de largura, 30,5 mm de altura, pesando apenas 100 g (Fig. 2.9.a), com

resolução de posicionamento de 25 nm, podendo chegar a 10 000 rpm. A Figura 2.9 (b) mostra uma micro fresadora de 170 mm de comprimento, 170 mm de largura e 102 mm de altura, podendo chegar a 20 000 rpm (TANAKA, 2001; OKAZAKI; MISHIMA; ASHIDA, 2002).

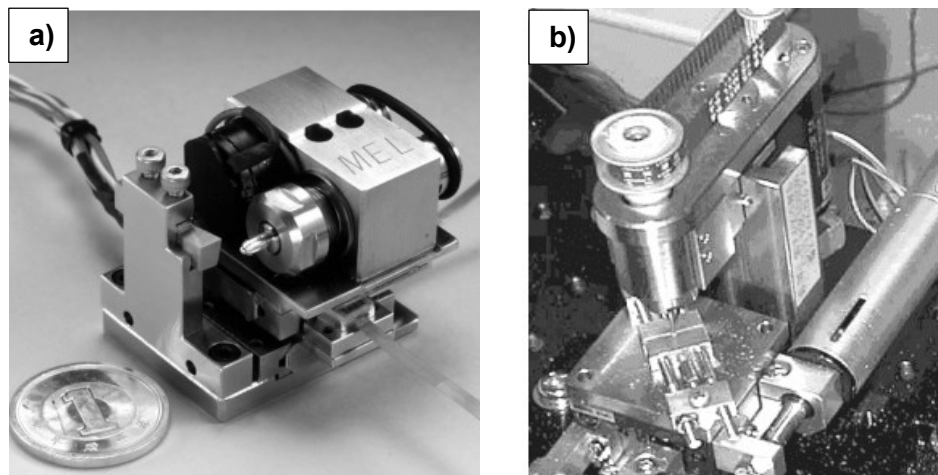


Figura 2.9 - (a) Micro Torno (b) Micro Fresadora (TANAKA, 2001; OKAZAKI; MISHIMA; ASHIDA, 2002)

A grande vantagem deste tipo de equipamento é que suas pequenas dimensões possibilitam a implantação destes em qualquer local de produção, ou até mesmo a adequação para a produção em campo devido a sua maior transitabilidade em comparação com as máquinas-ferramentas convencionais. Existem também vários outros benefícios na utilização de mini máquinas, como: redução do consumo de energia, de espaço, de material. De acordo com Chae; Park; Freiheit (2006), como elas são muito menores que as máquinas de alta precisão utilizadas na usinagem convencional, um volume muito menor de material é gasto na sua fabricação, o que viabiliza a utilização de materiais mais caros e eficazes.

Outra vantagem é que máquinas-ferramentas menores são menos afetadas por flutuações ambientais, tais como mudanças de temperatura, pressão e umidade em comparação com suas versões em macroescala convencionais. A massa reduzida da miniatura reduz a força de inércia necessária para acionar o sistema máquina-ferramenta, consumindo assim, menos energia e ainda proporcionando maior exatidão de posicionamento. Por isso, a utilização de máquinas-ferramentas em miniatura também é vista como tendo imenso potencial para a redução dos custos de produção (TANAKA, 2001; CHENG; HUO, 2013).

2.2.1 Propriedades da máquina-ferramenta

De acordo com Câmara et al., (2012) as máquinas-ferramentas utilizadas no processo de microusinagem devem atender aos seguintes requisitos:

- Alta rigidez estática e dinâmica para evitar alto nível de vibração durante o funcionamento da máquina;
- Dispositivos de controle e alimentação com alta precisão;
- Estrutura fabricada de material com alta estabilidade térmica;
- Compensação de erros de posicionamento estáticos e dinâmicos;
- Os eixos responsáveis pelo avanço e profundidade de corte devem ser alimentados, preferencialmente, por motores lineares com precisão de 0,1 μm ;
- Estabilidade térmica (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006).

As máquinas-ferramentas têm importância fundamental para o processo, visto que, um mau desempenho, baixa exatidão e eventuais problemas (operacionais ou mecânicos) por menores que sejam, têm impacto muito grande para a microusinagem por se tratar de um processo de extrema precisão. De acordo com Chae; Park; Freiheit (2006), a exatidão e pequenas características dos microcomponentes são dependentes das máquinas-ferramentas que os produzem.

Assim, o tamanho e a qualidade dos microcomponentes dependem das propriedades da máquina-ferramenta, esta deve ter capacidade e qualidade para atender as necessidades de produção, tais como: precisão, qualidade superficial e repetibilidade dimensional (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

2.2.2 Vibração (*Chatter*)

De acordo com Siddhpuraa e Pauroballya (2012), as vibrações (*Chatter*) estão presentes em quase todas as operações de corte e são um grande obstáculo para se alcançar a produtividade desejada. Segundo Zhang (2015), a vibração é um fenômeno físico, naturalmente existente em todos os tipos de usinagem, incluindo a microusinagem, sendo que nesta a vibração relativa entre a ferramenta e peça de trabalho com uma pequena amplitude poderia causar a deterioração da superfície usinada. Ou ainda, de acordo com Chae; Park; Freiheit (2006) a vibração excessiva pode levar a uma falha catastrófica da ferramenta, principalmente para ferramentas de dimensões reduzidas e rotativas.

Esta natureza catastrófica da vibração, cria inúmeros problemas, como um acabamento superficial deficiente, ruído excessivo, quebra de componentes da máquina-ferramenta, redução da vida útil da ferramenta e produtividade (CHAE; PARK; FREIHET, 2006; SIDDHPURAA; PAUROBALLYA, 2012). As vibrações crescentes elevam as componentes da força de usinagem e podem provocar desgaste excessivo ou quebra da ferramenta, prejudicando a qualidade da superfície e precisão dimensional da peça (CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

O efeito *Chatter* foi identificado pela primeira vez como uma limitação da produtividade de usinagem por Frederick Winslow Taylor, que realizou estudos extensivos sobre os processos de corte de metal em 1900. Através do livro "On the art of cutting metals" ele divulgou os resultados encontrados, afirmando entre outras coisas, que a vibração é o "mais obscuro e delicado problema, entre todos enfrentados pelo mecânico".

Siddhpuraa e Pauroballya (2012) afirmam que a propriedade característica mais importante da vibração é que ela não é induzida por forças periódicas externas, mas sim que as forças que a levam a existir e a mantê-la são geradas no próprio processo vibratório (processo de corte dinâmico). De acordo com Tobias (1961), em um processo de usinagem, três tipos diferentes de vibrações mecânicas estão presentes devido à falta de rigidez do sistema de máquina-ferramenta (ferramenta, suporte de ferramenta e peça de trabalho), estas são: vibrações livres, vibrações forçadas e vibrações auto excitadas. As vibrações livres são induzidas por choque e as vibrações forçadas são devidas a efeitos de desequilíbrio em conjuntos de máquinas-ferramenta como engrenagens, rolamentos, eixos. Estes dois tipos de vibração podem ser facilmente identificadas e eliminadas.

As vibrações auto-excitadas ainda não são totalmente compreendidas devido à sua natureza complexa. De acordo com Tobias (1961), estas são as mais prejudiciais para qualquer processo de usinagem. Segundo Wiercigroch e Budak (2001), as vibrações auto-excitadas são geralmente classificadas em vibrações primárias e vibração secundárias. A vibração primária é causada pelo atrito entre a peça e ferramenta, efeitos termomecânicos ou pelo modo de acoplamento. A vibração secundária é causada pela regeneração da superfície ondulada na peça de trabalho, sendo esta a mais destrutiva entre todas as outras vibrações. Portanto, a maior parte das pesquisas realizadas nesta área tentam evitar a ocorrência da vibração regenerativa, prever sua ocorrência o mais cedo possível ou ainda detectá-la assim que ocorrer.

O grau de vibrações afeta expressivamente inclusive a forma e o tamanho dos cavacos formados no processo de microusinagem. Na Figura 2.10 é mostrada a formação de cavacos sob diferentes condições (ALTINTAS, 2000; CHAE; PARK; FREIHET, 2006; VENKATESH et al., 2016).

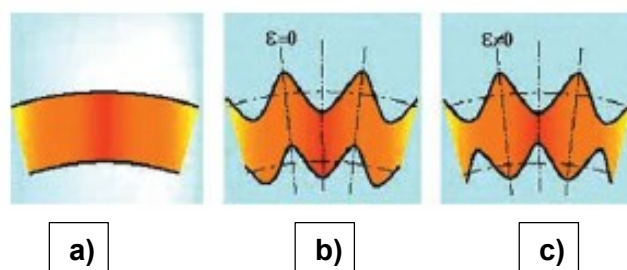


Figura 2.10 - Formação de diferentes tipos de cavacos: (a) sem vibrações (b) durante vibrações forçadas (c) sob vibração regenerativa. (ALTINTAS, 2000; CHAE, PARK, FREIHET, 2006; PILJEK; KERAN; MATH, 2014; VENKATESH et al., 2016)

Na microusinagem, a vibração é um fenômeno físico naturalmente existente, porém muito sensível ao comprimento em balanço da ferramenta. Para efeito de comparação, na Fig. 2.11 é mostrado em (a) uma fresa convencional com diâmetro de 4 mm. Levando-se em consideração que a mesma é posicionada na pinça de fixação conforme indicação (linha tracejada em vermelho), o comprimento real em balanço é de aproximadamente 2,5 vezes o diâmetro da ferramenta. No entanto, as ferramentas típicas de microusinagem possuem uma longa parte cônica depois do comprimento de corte, que conforme demonstrado em (b) para a ferramenta de 0,2 mm, tem um comprimento real em balanço de aproximadamente 30 vezes o diâmetro da ferramenta. Desta forma, a diminuição de pequenas dimensões, tipicamente na ordem de micrometros, terá um efeito insignificante sobre a precisão dimensional da característica usinada na escala convencional, porém na microusinagem poderá agravar a vibração radial da ferramenta, levando ao desgaste excessivo ou até mesmo a quebra da mesma.



Figura 2.11 - Relação entre o comprimento real e o diâmetro da ferramenta em (a) ferramenta com $\varnothing$ 4 mm e em (b) ferramenta com $\varnothing$ 0,2 mm

Desta forma, teste de máquina com melhorias contínuas na estrutura para aumentar a rigidez dinâmica é atualmente a melhor maneira de combater a vibração. De acordo com Siddhpuraa e Pauroballya (2012) é melhor evitar a vibração antes que ela ocorra, interrompendo o efeito regenerativo, conforme discutido anteriormente. Se não puder ser evitada, ela deve ser suprimida passivamente, projetando/modificando cuidadosamente a estrutura da máquina-ferramenta, ou ainda implementando uma técnica efetiva de controle ativo, simultaneamente ao processo de corte.

2.2.3 Batimento radial

O sistema de fixação da ferramenta na máquina é um fator importante no processo de microfresamento. Pequenos erros de desalinhamento e de fabricação da ferramenta, conforme observado na Fig. 2.12, tipicamente da ordem de micrometros, tem um efeito pequeno (frequentemente negligenciável) na precisão dimensional da característica usinada no processo em macroescala convencional, porém tornam-se expressivos na microusinagem quando comparados a escala do processo (LEE; DORNFELD, 2004).

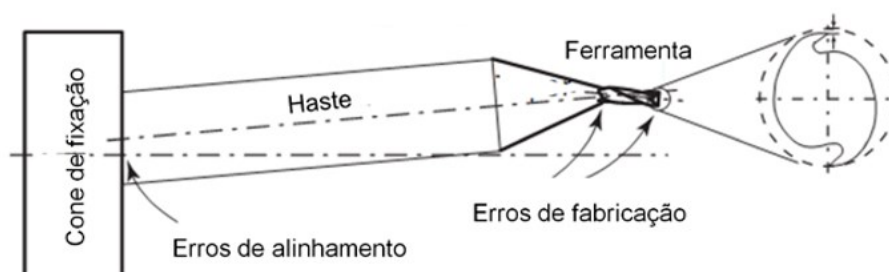


Figura 2.12 - Erros de alinhamento e fabricação. (Adaptado de JUN et al., 2007)

O batimento da ferramenta, geralmente causado pelo erro de alinhamento da ferramenta, incompatibilidade entre ferramenta e máquina-ferramenta, geometria assimétrica da ferramenta e vibração da ferramenta durante a usinagem, é um fator indesejado pois produz uma força de inércia (centrífuga) no suporte de fixação ferramenta-máquina durante o processo de corte, influenciando diretamente no acabamento superficial e na diminuição do tempo de vida dos rolamentos e do eixo árvore. A força centrífuga aumenta linearmente com o desbalanceamento e quadraticamente com a velocidade. Para compensar as forças centrífugas indesejáveis, a distribuição de massa deve ser simétrica na ferramenta e suporte (LEE; DORNFELD, 2004; ARAI, 2008).

Outro erro proveniente do batimento é a obtenção de um corte maior que o desejado através da escolha do diâmetro da ferramenta, conforme ilustrado na Fig. 2.13. Além disso,

em uma ferramenta de duas arestas de corte, uma destas arestas pode remover mais material do que a outra, causando uma rugosidade maior e vibrações indesejadas (LEE; DORNFELD, 2004).

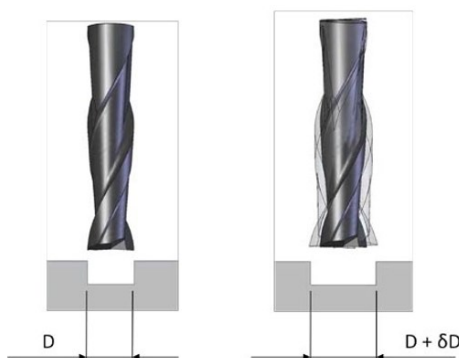


Figura 2.13 - Comparação do fresamento de um canal ideal e um fresamento com desbalanceamento. (Adaptado de LEE; DORNFELD, 2004; ARAI, 2008)

A deflexão proveniente da atuação da força de corte radial que desvia a ferramenta de corte, mostrada na Fig. 2.13, pode ser reduzida através da minimização do comprimento da ferramenta e do porta-ferramentas, uso de um suporte de ferramenta mais rígido, uso de um porta-ferramentas e ferramenta feitos de materiais com módulos de elasticidade mais elevados. Porém, infelizmente, o batimento é primeiramente uma consequência do projeto da máquina-ferramenta e é pouco melhorado mudando apenas os parâmetros de usinagem (LEE; DORNFELD, 2004).

Outro parâmetro afetado significativamente pelo batimento é a rugosidade superficial. De acordo com Lee e Dornfeld (2004) é possível identificar o erro de batimento de uma ferramenta (com duas arestas de corte) quando uma das arestas corta mais que a outra, causando uma variação entre pico e vale da rugosidade com um período duas vezes maior que o avanço.

2.3 Condições de Corte

Com a redução da escala na microusinagem, a primeira diferença a ser notada é a percepção do operador sobre as condições de corte. Questões simples na escala macro tornam-se um desafio na microusinagem, como por exemplo a aproximação da peça que necessita de ampliação ótica e sensores de contato, além de não se conseguir distinguir situações de instabilidade e esforços excessivos da ferramenta (MOUGO, 2016). Por causa do tamanho minúsculo, é muito difícil perceber se a ferramenta foi danificada durante o

processo e quando esta falha não é detectada a tempo, pode-se perder muitas horas de usinagem (BAO; TANSEL, 2000).

2.3.1 Alta rotação

A microusinagem requer altas rotações para se conseguir velocidades de corte adequadas devido aos pequenos diâmetros de ferramenta. Assim, apenas com a rotação da ferramenta ou da peça muito alta é possível de se obter velocidades de corte na mesma ordem de grandeza do processo macro.

Câmara et al., (2012) afirmam que altas velocidades de rotação são necessárias, afim de se atingir as velocidades de corte necessárias (utilizando fresas com diâmetros inferiores a 1 mm) e isto pode ser conseguido através da adaptação da máquina-ferramenta para atingir velocidades de rotação elevadas como 80 000 rpm ou por máquinas dedicadas que podem atingir até 100 000 rpm. Dornfeld; Min; Takeuchi (2006) afirmam também que máquinas de ultraprecisão disponíveis comercialmente têm uma resolução de posição de até 1 nm com rotações de até 100000 rpm. Jackson (2006) vai além deste conceito, afirmando que espera-se que a rotação da ferramenta de corte no microfresamento chegue a 1 000 000 rpm, porém a rotação vai depender do diâmetro e da velocidade de corte da ferramenta. Heshmat (2011) patenteou uma micromáquina alimentada por um motor elétrico e/ou uma unidade de turbina a gás com capacidade de rotação de 1 500 000 rpm.

Se uma ferramenta com diâmetro de 10 mm utiliza uma rotação de cerca de 1000 rpm para uma velocidade de corte de 30 m/min, para uma microfresa de 200 µm atingir a mesma velocidade de corte, necessita de mais de 47 000 rpm. Portanto, a máquina-ferramenta precisa ser capaz de atingir altas rotações. Como a tendência é de se utilizar ferramentas com diâmetros cada vez menores, estudos em microusinagem utilizam normalmente velocidades de rotação superiores a 20 000 rpm (CÂMARA et al., 2012).

Rotações altas também são desejadas em certos processos de macrousinagem. Robinson e Jackson (2005) definem que nos casos onde a usinagem é considerada de alta velocidade, geralmente tem vantagens como o aumento da taxa de remoção de metal, a redução das forças de corte, o aumento da dissipação de calor e uma melhor rugosidade da superfície. Moller (1997) apud ROBINSON; JACKSON, (2005) demonstrou experimentalmente uma redução da força com o corte em alta velocidade, conforme mostrado na Fig. 2.14.

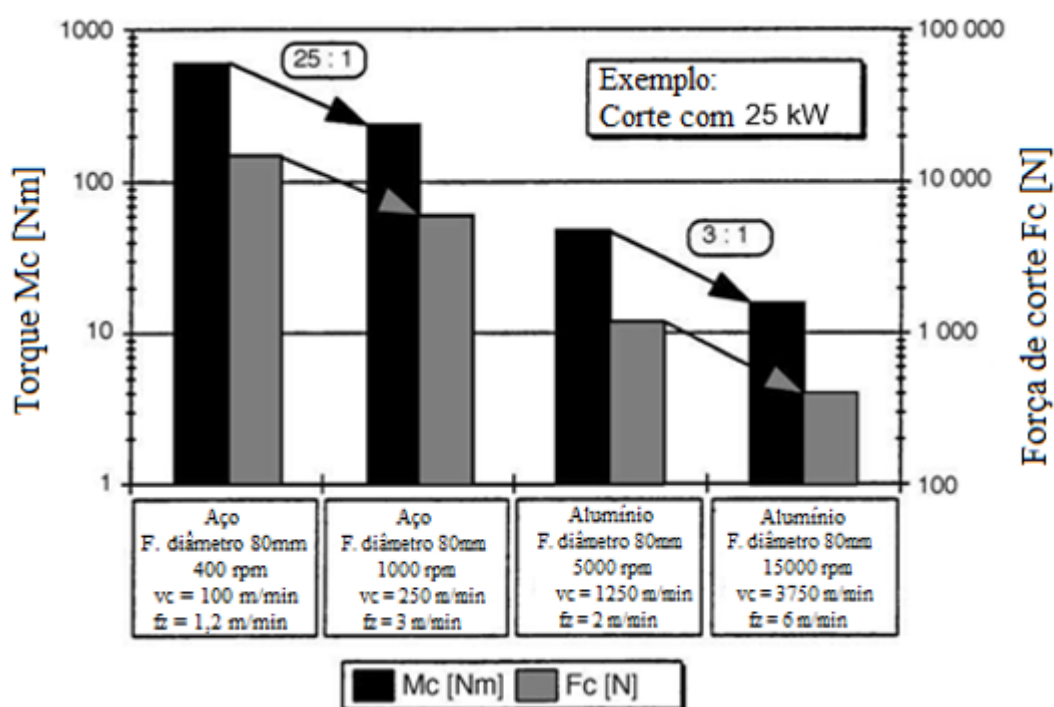


Figura 2.14 - Redução de força usando corte em alta velocidade (Adaptado de MOLLER, 1997 apud ROBINSON; JACKSON, 2005)

A diminuição da rugosidade média, consequentemente a melhoria da rugosidade superficial através do aumento da rotação também foi identificada experimentalmente, conforme ilustrado na Fig. 2.15 (CHEUNG; LEE, 2000; CHEUNG; LEE, 2001; ZHANG et al., 2015). Jackson (2006) menciona ainda que, girar a ferramenta à altas velocidades reduz rapidamente as forças de corte, o que produz uma maior qualidade do corte de modo que operações de usinagem subsequentes podem não ser necessárias.

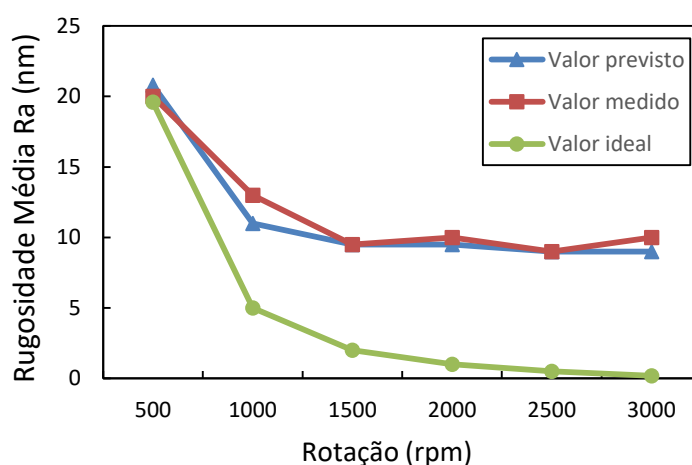


Figura 2.15 - Desempenho do sistema sob várias condições de rotação (Adaptado de CHEUNG; LEE, 2000)

Um efeito prejudicial da usinagem com altas rotações é que a taxa de desgaste da ferramenta aumenta (ROBINSON; JACKSON, 2005; ASLANTAS et al., 2016), porém, a otimização dos parâmetros de corte, condições de contato, o tipo da ferramenta de corte e a estratégia de usinagem podem, por outro lado, estender a vida útil da ferramenta (ROBINSON; JACKSON, 2005).

Câmara et al., (2012) afirmam que uma grande parte dos trabalhos de pesquisa realizados na microusinagem (independente da peça de trabalho e do material da ferramenta empregados) são feitos em velocidades abaixo da faixa recomendada de corte, conforme Fig. 2.16.

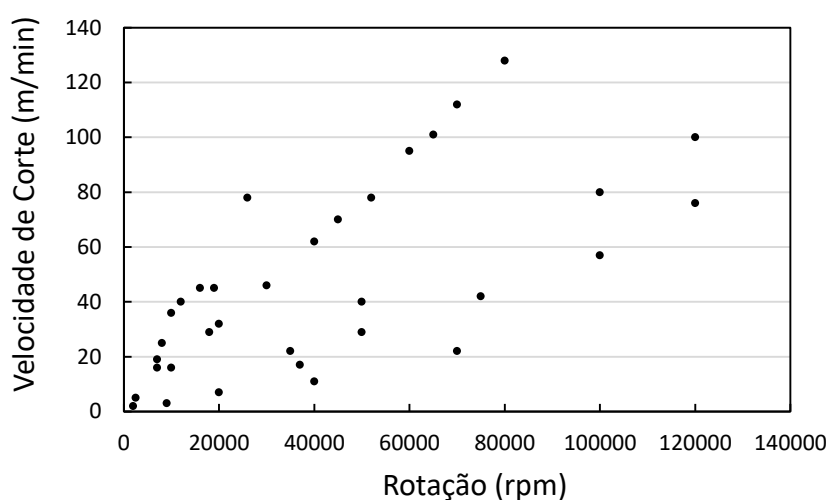


Figura 2.16 - Rotação e velocidades de corte correspondentes, normalmente utilizadas no microfresamento. (Adaptado de CÂMARA et al., 2012)

Robinson (2007) relata que desejava utilizar uma velocidade de corte de 105 m/min, afim de evitar a formação de rebarbas numa liga de alumínio, utilizando uma ferramenta de 50 μm . Tal velocidade de corte elevada necessitaria de uma rotação de cerca de 670 000 rpm, o que foi impossível de se realizar porque sua ferramenta estava propensa a quebrar utilizando esta velocidade.

2.3.2 Baixos avanços

Na microusinagem pequenos avanços e rotações elevadas são parâmetros de corte normalmente adotados (CHEUNG; LEE, 2000). Gietzelt; Eichhorn; Schubert (2006) afirmam que em superfícies complexas, altas taxas de avanço normalmente não são possíveis de se atingir porque requerem constantes mudanças de direção com acelerações e desacelerações dos eixos da máquina, existindo uma limitação física do avanço para se manter a deflexão da ferramenta e a vida da ferramenta dentro de limites razoáveis.

O avanço pode afetar diretamente as forças de corte, com forças excessivas resultando em grande deflexão da ferramenta, desgaste acelerado da ferramenta e quebra da ferramenta. Assim, a seleção adequada do avanço é muito importante para manter os limites desejados de tolerância da peça de trabalho (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Swain et al. (2016) complementam que o avanço juntamente com a velocidade de corte são os parâmetros mais significativos que afetam as características de usinagem. No processo de usinagem por fresamento convencional, o avanço por dente é muito menor do que o raio de ponta da ferramenta e portanto a trajetória da aresta de corte pode ser considerada um círculo, porém no microfresamento a proporção entre o avanço e raio de ponta da ferramenta aumentam o que faz com que todas as equações e métodos para calcular as forças de corte não sejam mais válidos (ZHANG et al., 2016).

Na microusinagem valores de avanço em torno de 5 μm por dente (e menores) são os mais utilizados em estudos, como apresentado na Fig. 2.17, ou seja, um grande número de trabalhos são conduzidos utilizando avanço por dente menor que a dimensão do raio da aresta de corte, isto é, sob condições em que tem lugar o efeito *ploughing*. Segundo Bhushan (2001), o efeito *ploughing* (ou sulcamento) ocorre quando o material (peça de trabalho) é deslocado para os lados, ocorrendo sob cargas leves, não resultando perda de material considerável.

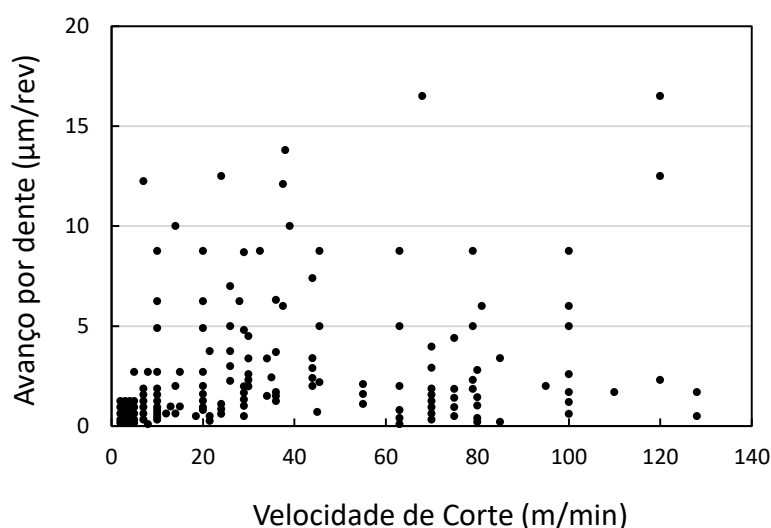


Figura 2.17 - Velocidades de corte típicas e Avanço por dente utilizadas no microfresamento. (Adaptado de CÂMARA et al., 2012)

De acordo com Özel et al. (2007) apesar da rotação ser necessariamente maior no processo de microfresamento, todos os outros parâmetros como profundidade de corte, avanço e penetração de trabalho são muito menores. Estes parâmetros de usinagem e o tamanho do grão do material da peça de trabalho são análogos ao raio de corte da

ferramenta. Assim, para cada parâmetro de corte utilizado é necessário realizar uma análise individual e detalhada para conclusões sobre seu comportamento e a influência nas condições de corte.

2.4 Ferramentas de Corte

As ferramentas de corte juntamente com as máquinas-ferramentas são críticas para os processos de microusinagem, uma vez que a qualidade da superfície e o tamanho das microestruturas são dependentes destes (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006). Na microusinagem teoricamente as ferramentas de corte possuem dimensões no intervalo de 1 μm a 1 000 μm (CÂMARA et al., 2012).

No presente trabalho o foco será direcionado apenas às microfresas, sendo o desempenho destas um dos objetivos deste estudo. Segundo Cheng e Huo (2013) normalmente as microfresas disponíveis comercialmente tem seu diâmetro variando na faixa de 25 μm a 1000 μm , embora ferramentas de poucos micrometros de diâmetro serem utilizadas formalmente em alguns laboratórios para pesquisa (CHENG; HUO, 2013).

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2013) todas as variadas formas possíveis que as fresas podem ter conferem à operação de fresamento (na macrousinagem) um caráter de versatilidade em termos de geometrias possíveis de serem geradas. Porém, no caso das microfresas o processo é um pouco mais complexo visto que existem opções limitadas para fabricação destas microferramentas (CHENG; HUO, 2013), sendo a ferramenta apontada como um dos fatores limitantes da miniaturização do processo de usinagem (URIARTE et al., 2005). Estas devem possuir maiores exatidões e processos de fabricação rigorosos, visto que os erros de alinhamento e de batimento da ferramenta e os erros na fabricação das mesmas são relativamente grandes comparados aos parâmetros do processo (JUN et al., 2007).

2.4.1 Geometria da ferramenta

O desempenho da usinagem é extremamente influenciado pela geometria da ferramenta de corte. Mesmo que a ferramenta seja confeccionada com o melhor material existente, se a sua geometria não for preparada adequadamente, não haverá êxito na operação (MACHADO et al., 2011).

Em relação as microfresas, a concepção geométrica sempre foi fundamentada na geometria existente para fresas convencionais, reduzindo-se apenas o tamanho, considerando que os efeitos do processo de corte no microfresamento são equivalentes ao

processo convencional (FLEISCHER et al., 2008). Porém, de acordo com Bissaco, Hansen e De Chiffre (2005) com a diminuição da ferramenta toda a geometria de remoção de material se diferencia quando comparada ao processo convencional em macro escala, sendo que algumas questões tornam-se bastante relevantes como a flexão da ferramenta, elevado risco de quebra, elevado desgaste e a formação de rebarbas na peça em grande quantidade (devido à dificuldade de remoção no micro componente).

Vários pesquisadores estudaram ao longo dos anos novas geometrias para as microfresas, afim de tentarem minimizar o impacto causado pela redução de escala. Fang et al. (2003) preocupados com a vida útil imprevisível e a falha prematura das ferramentas de microcorte, estudaram a utilização de outras formas geométricas para ferramentas de microusinagem, conforme mostrado na Fig. 2.18 em (a) microfresa convencional de duas arestas, (b) microfresa do tipo triangular com corpo estreito, (c) microfresa com perfil “D” com corpo estreito, (d) microfresa triangular afilada, (e) microfresa do tipo “D” afilada.

Os autores realizaram modelagens em elementos finitos e simulações, comparando ferramentas com mesmo diâmetro relativo de 100 μm , chegando a conclusão de que as microfresas triangulares possuem uma maior rigidez na ponta da ferramenta quando comparada aos outros tipos, sendo que estas não quebraram em condições experimentais (como ocorre frequentemente com microfresa convencional de duas arestas). Porém, a qualidade da usinagem com este tipo de ferramentas apresentou-se mais pobre do que as outras, devido ao grande ângulo de saída negativo em baixas espessuras de cavaco indeformado. Os autores concluíram ao final do trabalho que as microfresas do tipo “D” têm maior rigidez e melhor desempenho de corte entre os vários tipos de geometrias testadas.

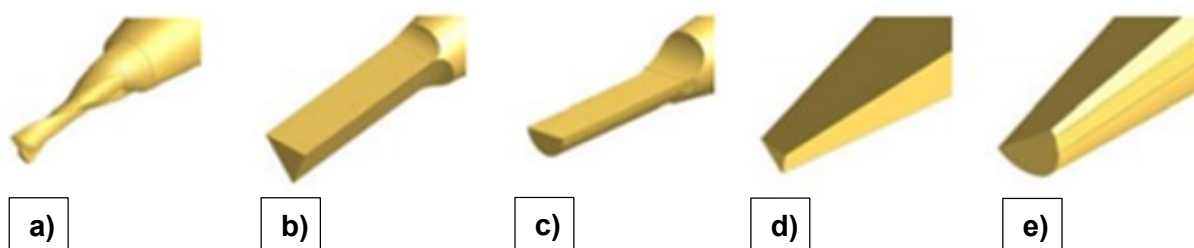


Figura 2.18 - Diferentes formas geométricas para ferramentas de microusinagem (FANG et al., 2003)

No entanto, devido à rigidez limitada e a dificuldade de fabricação das ferramentas de pequeno diâmetro, a maioria das ferramentas de microfresamento disponíveis comercialmente possuem geometria convencional com duas arestas de corte e algumas ferramentas de diâmetro $< 100 \mu\text{m}$, fabricadas normalmente com diamante natural ou CVD,

possuem apenas uma aresta de corte, (CHENG; HUO, 2013). Estas ferramentas possuem diâmetro da haste cerca de 10 vezes maior que a largura de corte, possibilitando maior estabilidade durante o corte (BISSACO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

A Figura 2.19 mostra uma visão ampliada de uma microferramenta e sua geometria típica.

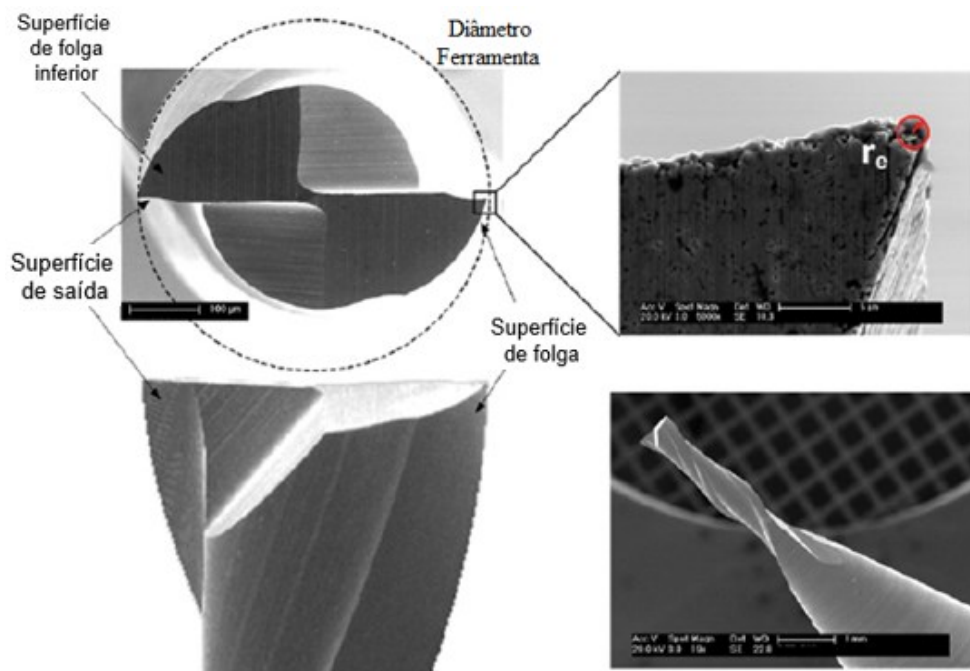


Figura 2.19 - Geometria de uma microfresa de topo (nova), com 500 µm de diâmetro (Adaptado de CHENG; HUO, 2013)

Outra questão típica estudada é o tamanho das microferramentas, visto que na microusinagem o tamanho característico do componente miniaturizado é limitado pelo tamanho destas. Nestes estudos é comum observar a utilização de ferramentas com diâmetros menores que 50 µm de diâmetro, como por exemplo, Benavides; Adams; Yang (2001) que desenvolveram microfresas de metal duro de 25 µm de diâmetro através do Sandia National Laboratories (Fig. 2.20), fabricadas por usinagem de feixe de íons focalizada, utilizadas para usinar microcanais com profundidade e largura de 25 µm. Schaller et al., (1999) desenvolveram ferramentas de metal duro com diâmetros menores que 50 µm, utilizadas para usinar metais como latão e aço. Desenvolveram também, ferramentas de metal duro com diâmetros variando de 35 µm a 120 µm.

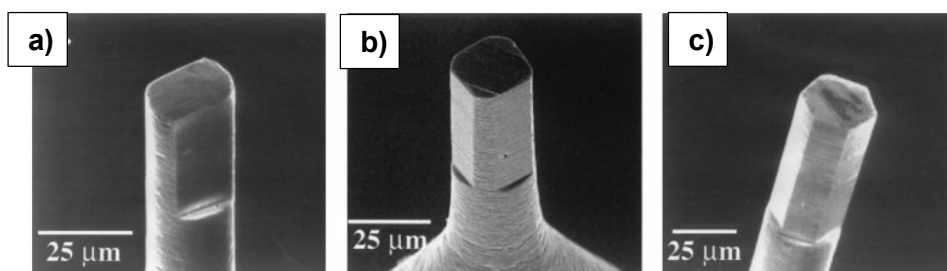


Figura 2.20 - Microfresas com: (a) 2 arestas de corte, (b) 4 arestas de corte e (c) 6 arestas de corte, obtidas por MEV (ADAMS et al., 2001)

2.4.2 Materiais da Ferramenta

As ferramentas de diamante são frequentemente usadas na usinagem de ultraprecisão, porém a alta afinidade química entre o diamante (carbono) e os materiais ferrosos (ferro) provoca desgaste severo e acaba limitando a utilização destas apenas em operações de usinagem de materiais não ferrosos (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006). Consequentemente, as ferramentas de corte de metal duro (carboneto de tungstênio) são as mais utilizadas para o processo de microcorte por serem apropriadas para usinar uma grande variedade de materiais e principalmente por possuírem dureza e resistência ao desgaste a quente (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; DE CRISTOFARO et al., 2012; CARDOSO; DAVIM, 2012).

O diâmetro mínimo de uma microfresa de diamante pode chegar a 100 µm com o raio da aresta de corte em torno de 0,1 µm, já nas microfresas de metal duro o raio da aresta de corte é limitado pelo tamanho do grão do material utilizado, podendo variar de 1 µm a 5 µm (URIARTE; AZCARATE; HERRERO, 2006), sendo o controle deste fator importantíssimo (como visto anteriormente) para a ocorrência ou não do efeito escala.

Segundo Câmara et al. (2012) a grande maioria das microfresas são feitas de metal duro, que somadas (com e sem revestimento) representam 85% das ferramentas produzidas, sendo recomendadas para aços. As fresas de diamante representam 6%, sendo indicadas para ligas não ferrosas. Outros materiais também são utilizados, porém em menor quantidade, conforme observado na Fig. 2.21.

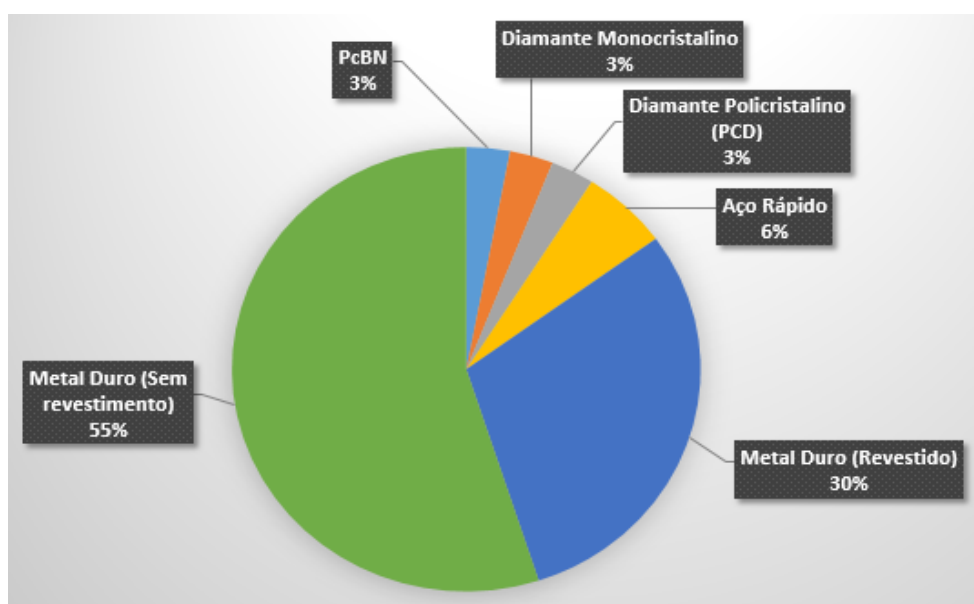


Figura 2.21 - Materiais utilizados para fabricação de microfresas (Adaptado de CÂMARA et al., 2012)

2.4.3 Revestimento da Ferramenta

O revestimento é uma fina camada de material que é aplicada às microferramentas com o objetivo principal de melhorar suas propriedades de superfície, como dureza por exemplo, mantendo um substrato com propriedades importantes como tenacidade (CHENG; HUO, 2013).

Na macrousinagem a aplicação de revestimentos sobre as ferramentas é um método bem sucedido que pode ser utilizado, entre outras finalidades, para reduzir o desgaste da ferramenta (BIERMANN; STEINER; KREBS, 2013). Outras propriedades também podem ser melhoradas, como por exemplo, resistência à corrosão, menor coeficiente de atrito, capacidade de barreira térmica, melhor aparência, maior molhabilidade e resistência ao riscamento (CHENG; HUO, 2013). Contudo, a escolha do revestimento (técnica de deposição, material, etc.) deve ser feita de forma apropriada para cada tipo de material que se deseja usinar, afim de que o resultado obtido de acabamento esteja dentro dos requisitos desejados.

A estrutura dos revestimentos também é um item importante para determinação das propriedades e do desempenho das ferramentas revestidas. Os revestimentos multicamadas quando comparados aos revestimentos com uma camada única, podem proporcionar uma melhor resistência ao desgaste (CHENG; HUO, 2013). Porém, a espessura do revestimento é crítica para microferramentas, uma vez que leva a aumentos

significativos do raio da aresta de corte. A Figura 2.22 ilustra a espessura do revestimento através da imagem de uma ferramenta de metal duro revestida.

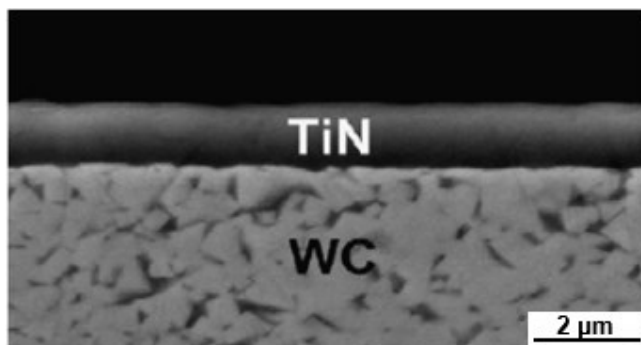


Figura 2.22 - Camada de revestimento de TiN em uma ferramenta de metal duro (ARAMCHAROEN et al., 2008)

De acordo com Câmara et al. (2012) apenas 30% das microfresas de metal duro são revestidas. Na microusinagem os revestimentos utilizados em ferramentas além das exigências comuns dos revestimentos utilizados no macroprocesso, tais como: dureza; tenacidade e resistência ao desgaste químico/erosivo e abrasivo, necessitam ainda atender a exigências específicas como: microestrutura fina, coeficiente de atrito reduzido comparado com a ferramenta não revestida e ser livre de defeitos, como gotas típicas de alguns processos de deposição (ARAMCHAROEN et al., 2008).

Aramcharoen et al. (2008) estudaram a diferença entre o desempenho de microfresas de metal duro sem revestimento, comparadas a ferramentas revestidas com TiN, CrN, TiCN, TiAlN e CrTiAlN através da usinagem de canais de comprimento de 25 mm, em aço ferramenta H13 endurecido (45 HR_C), sem fluido de corte. Concluíram ao final do trabalho que todos os revestimentos ajudaram a reduzir o desgaste em comparação com as microfresas não revestidas, porém o revestimento de TiN foi considerado o melhor revestimento para o processo de microfresamento com base no desgaste de flanco, lascamento, desgaste do raio da aresta de corte, acabamento superficial e tamanho das rebarbas, com destaque para o critério de aumento do raio de corte que (após o processo) aumentou cerca de 350% na ferramenta não revestida, enquanto que na ferramenta revestida de TiN aumentou apenas 70%.

2.4.4 Desgaste e vida da ferramenta

Por mais amenas que sejam as condições de corte de um determinado processo, a ferramenta de corte sempre sofrerá um processo de desgaste que em algum momento

exigirá a sua substituição. Estudar e entender o processo pelo qual as ferramentas se desgastam é muito importante afim de minimizar o impacto, principalmente no que se refere a custos adicionais e perda de produtividade, contribuindo também para o desenvolvimento de materiais e ferramentas, tornando-as mais resistentes aos fenômenos negativos que ocorrem durante o processo de usinagem (MACHADO et al., 2011).

No microfresamento o comportamento das ferramentas empregadas é bastante imprevisível, podendo ocorrer falhas catastróficas que levam à quebra da mesma (CÂMARA et al., 2012). Portanto, é necessária uma redefinição dos conceitos de desgaste das ferramentas aplicados à macrousinagem, adaptando-os às ferramentas de microusinagem, visto que estes podem não ser válidos por não considerarem as pequenas dimensões envolvidas no processo, e suas consequências (RAHMAN; KUMAR; PRAKASH, 2001). No entanto, apesar do foco deste trabalho ser as ferramentas de microusinagem, torna-se necessário a abordagem do tema para o processo de usinagem convencional, visto que este é tomado como base para o entendimento dos fenômenos na escala micro.

A Norma ISO 3685 (1993) define desgaste em ferramentas como a "mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material" (MACHADO et al., 2011). Na Figura 2.23 é mostrado os três tipos básicos de desgastes da ferramenta de corte.

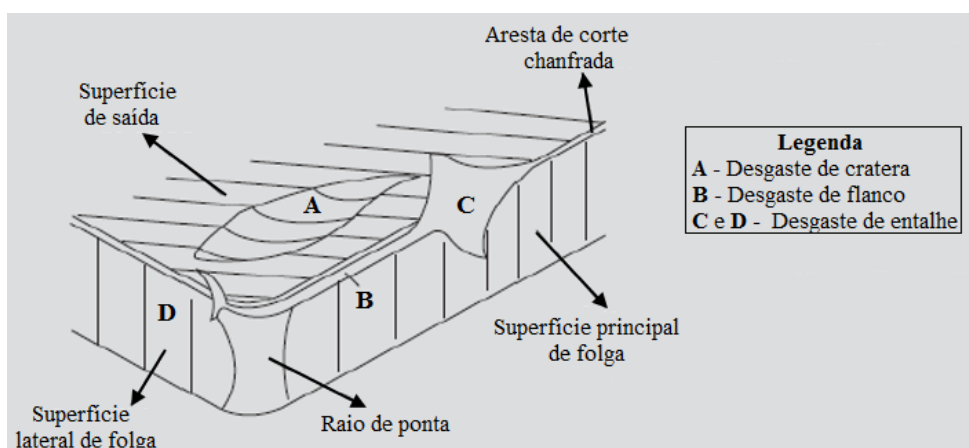


Figura 2.23 - Principais áreas e tipos de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY; TRENT, 1982 apud MACHADO et al., 2011)

Onde:

Região "A": Desgaste de cratera - é o tipo de desgaste que ocorre na superfície de saída da ferramenta, causado principalmente pelo atrito entre a ferramenta e cavaco (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013).

Região “B”: Desgaste de flanco (ou frontal) – é o tipo de desgaste mais comum. Ocorre nas superfícies de folga da ferramenta, causado pelo contato entre ferramenta e peça (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013).

Regiões “C” e “D”: Desgaste de entalhe – Este tipo de desgaste pode surgir em alguns casos nos dois extremos de contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. Ele muda a forma da ponta da ferramenta, influenciando no acabamento superficial (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013).

Em condições normais de corte, todas as formas de desgaste apresentadas na Fig. 2.22 poderão ser encontradas em uma ferramenta após a sua utilização, embora sempre prevalecerá uma forma, em relação as outras " (MACHADO et al., 2011). Assim, a determinação da condição na qual a ferramenta é considerada desgastada é importante, pois depois deste limite, os resultados da usinagem podem não estar de acordo com as especificações requeridas (ROBINSON; JACKSON; WHITFIELD, 2007).

De acordo com Machado et al., (2011) todas as formas de desgaste acontecem devido aos vários mecanismos de desgaste. Na literatura são encontradas variações na classificação dos mecanismos desgaste, porém o presente trabalho abordará apenas a definição apresentada por Trent e Wright (2000), considerando que grande parte dos trabalhos existentes considera pelo menos os seis mecanismos, conforme mostrado na Fig. 2.24.

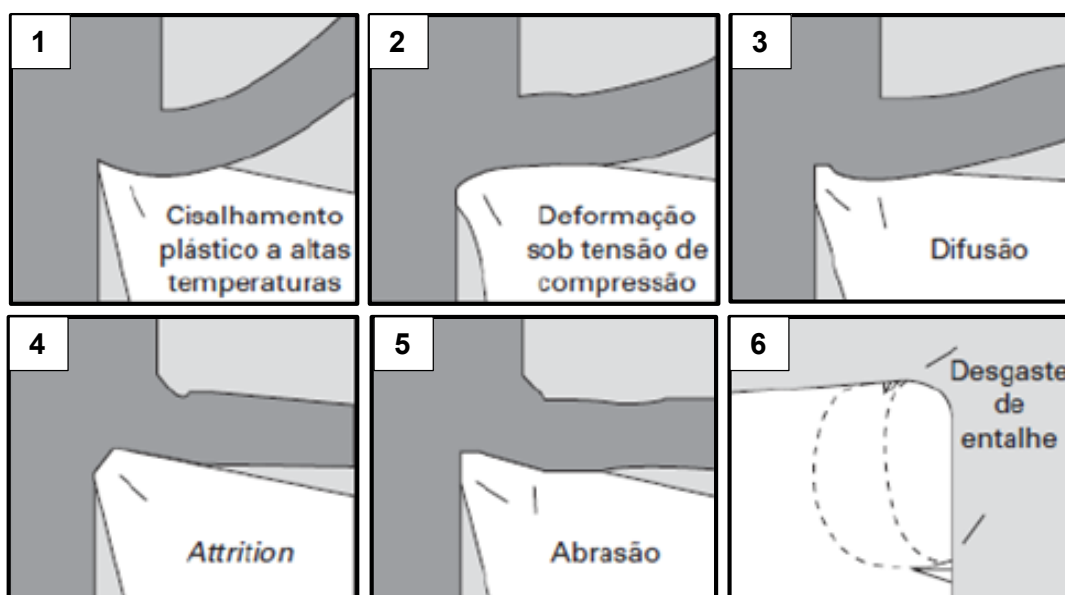


Figura 2.24 - Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (MACHADO et al., 2011)

Os mecanismos apresentados na Fig. 2.24 são definidos brevemente, abaixo.

1) Cisalhamento plástico a altas temperaturas: Por conta das altas temperaturas atingidas pelo processo, a resistência ao escoamento do material da ferramenta próximo a interface com o cavaco é reduzida, conseqüentemente o material é cisalhado juntamente com o cavaco e arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera.

2) Deformação sob tensão de compressão: Combinações de altas tensões de compressão com altas temperaturas na superfície de saída causam a deformação plástica da aresta de corte das ferramentas de aço-rápido ou metal duro, geralmente ocorre a altas velocidades de corte e de avanço e leva a uma falha catastrófica.

3) Difusão: Átomos são transferidos da ferramenta para o cavaco e/ou peça e assim são levados pelo fluxo de material da peça ou do cavaco ao longo da superfície de contato. Caracterizado por apresentar áreas desgastadas com textura lisa, sem deformação plástica.

4) *Attrition* (Adesão) e arrastamento de matéria: Ocorre geralmente a baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. Sob estas condições ocorre a formação de APC (aresta postiça de corte), onde fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material junto à interface. Quando o desgaste ocorre devido à aderência e arrastamento, a região desgastada tem aspecto áspero.

5) Abrasão: O material é removido ou deslocado da superfície por partículas duras que podem estar soltas entre as duas superfícies com o movimento relativo, ou que pertencem a uma das superfícies. Quando o desgaste ocorre devido à abrasão, a região desgastada apresenta-se repleta de sulcos abrasivos paralelos à direção de fluxo do material.

6) Desgaste de entalhe: é a forma de desgaste, no entanto, como não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca este tipo de desgaste, aqui é considerado com o próprio mecanismo de desgaste.

Segundo Ferraresi (1970) o conhecimento do mecanismo de desgaste atuante em uma determinada condição é muito importante, pois permite a seleção criteriosa da ferramenta mais indicada e das condições de usinagem. Para a usinagem na escala convencional, um pequeno desgaste na aresta de corte leva a um aumento relativamente pequeno da força de corte, porém na microescala um pequeno desgaste pode reduzir a aresta de corte pela metade, podendo até duplicar a força de corte na outra aresta,

sobrecarregando esta e causando vários problemas em função disto (RAHMAN; KUMAR; PRAKASH, 2001).

Filiz et al. (2007) investigaram a progressão do desgaste da ferramenta através da usinagem de microcanais com 23 mm de comprimento em cobre OFHC, utilizando ferramentas de metal duro de diâmetro 254 μm em diferentes velocidades de corte (40 m/min, 80 m/min e 120 m/min). Observaram uma considerável redução do diâmetro da ferramenta devido ao desgaste, conforme Fig. 2.25, porém mesmo apresentando desgaste severo não houve a quebra da ferramenta devido à resistência mecânica e a dureza relativamente baixa do cobre.

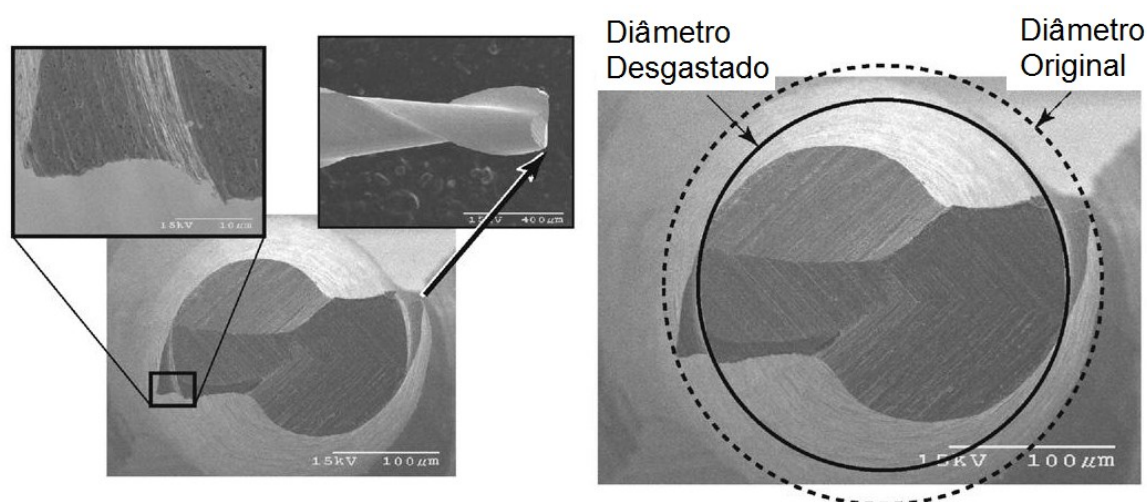


Figura 2.25 - Detalhe ampliado da ferramenta severamente desgastada (Adaptado de FILIZ et al., 2007)

A Figura 2.26 apresenta a porcentagem de redução do diâmetro da ferramenta após a conclusão de todos os canais. O desgaste mais elevado é experimentado com o avanço mais baixo (0,75 $\mu\text{m}/\text{dente}$), enquanto que o desgaste mais baixo foi observado com o avanço mais elevado (6 $\mu\text{m}/\text{dente}$). É interessante lembrar que estas observações são contrárias às da usinagem convencional, em que avanços e velocidades mais elevadas normalmente resultam numa progressão de desgaste mais rápida.

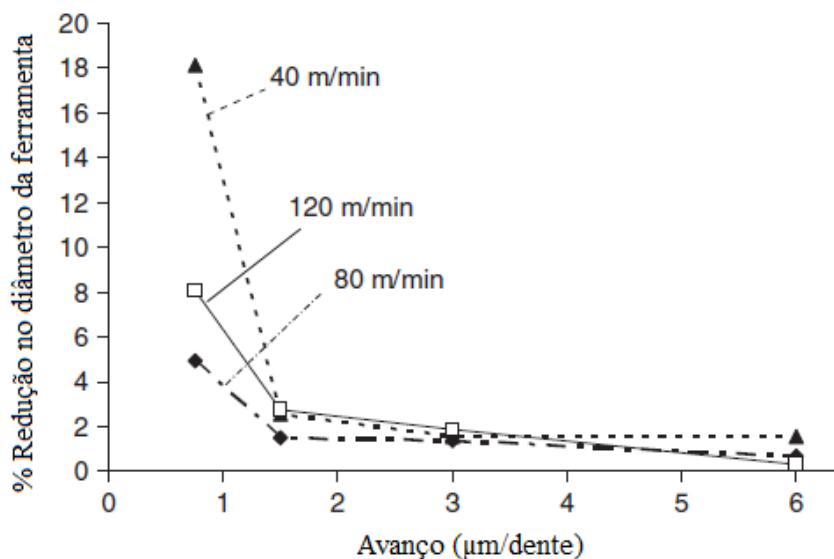


Figura 2.26 - Redução percentual no diâmetro da ferramenta após o término dos canais (Adaptado de FILIZ et al., 2007)

Independente do mecanismo de desgaste atuante no processo, a ferramenta trabalhará efetivamente durante um período de tempo até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério estabelecido anteriormente. À este período de tempo, deduzidos os tempos passivos dá-se o nome de vida da ferramenta (FERRARESI, 1970; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013). Na usinagem convencional após atingimento deste tempo, a ferramenta deverá ser reafiada ou substituída (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013).

Tanto na macrousinagem como na microusinagem, a determinação do fim de vida da ferramenta ocorre em função de um valor pré-determinado, por exemplo, desgaste da ferramenta, comprimento usinado, rugosidade, vibração entre outros. Santos (2016) ao realizar o microfresamento de canais com ferramentas de metal duro, diâmetro de 400 μm , tinha como um dos objetivos determinar um critério de fim de vida para sua ferramenta. Após usinar um comprimento de 17,2 mm, percebeu que a ferramenta quebrou logo ao entrar na peça (ao começar o próximo canal). Posteriormente através de análise microscópica, constatou que no canal realizado anteriormente a rebarba aumentou demasiadamente e portanto, adotou como critério de fim de vida o desgaste de ponta de 12,65 μm (atingido após usinar o comprimento de 17,2 mm), concluindo que a partir desse desgaste, teoricamente a altura da rebarba irá aumentar e a ferramenta quebrar.

2.5 Acabamento Superficial

A superfície usinada resultante do microcorte tem uma influência significativa sobre o desempenho do microproduto. A integridade e estrutura dos microcomponentes utilizados para fins dinâmicos, dependem fortemente dos parâmetros obtidos em termos de rugosidade e integridade superficial (CHENG; HUO, 2013). Jawahir et al. (2011) reforçam que o desempenho funcional destes componentes é extremamente influenciado pela qualidade e confiabilidade das superfícies produzidas, não só em relação à sua topografia, mas também no que diz respeito ao estado metalúrgico e mecânico das camadas logo abaixo da superfície.

Na microusinagem a topografia superficial é determinada principalmente pela interação entre ferramenta, peça de trabalho e o mecanismo de remoção de material, sendo uma assinatura fiel do processo de corte. Desta forma, a impressão de todos os fatores estáticos e dinâmicos ocorridos durante o corte é deixada na topografia de superfície (ZHANG et al., 2015).

Segundo Machado et al., (2011) o acabamento de uma superfície é a combinação de vários fatores, tais como:

- a) Ondulações: são irregularidades superficiais ou erros macro geométricos que possuem espaçamentos maiores que as irregularidades consideradas rugosidades (microgeometria).
- b) Falhas: são interrupções na topografia típica de uma superfície. São inesperadas e indesejáveis. Podem ser causadas por defeitos inerentes (inclusões, trincas, bolhas) ou podem surgir também durante o processo de corte.
- c) Rugosidades: Normalmente utilizada como parâmetro de saída (consequentemente como parâmetro de usinabilidade) para controlar um processo de usinagem. Este item será abordado em detalhes a seguir.

Normalmente, ondulações e falhas devem ser evitadas na fabricação de uma superfície, pois representam erros de fabricação. Já a exigência de acabamento de um determinado componente, mais especificamente a sua rugosidade, deve estar prevista em seu projeto, visto que a especificação (rugosidade alta ou baixa) é feita de acordo com a aplicação da superfície usinada que será necessária para um determinado fim (MACHADO et al., 2011).

2.5.1 Rugosidade Superficial

A rugosidade é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos resultantes do próprio processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta etc.), sendo o parâmetro R_a (desvio aritmético médio) o mais empregado, principalmente para controle de processo, pois alterações no seu valor representam alterações no processo, especialmente no desgaste da ferramenta (MUMMERY, 1992 apud MACHADO et al., 2011).

Tanto na macrousinagem como na microusinagem, os fatores que mais influenciam a rugosidade são a máquina ferramenta, condições de corte, geometria da ferramenta, condições ambientais, propriedade do material, mecanismo de formação de cavacos, desgaste de ferramentas, vibração, entre outros. Assim, muitos trabalhos de pesquisa são dedicados ao estudo dos efeitos destes fatores sobre a rugosidade superficial, visto também que, devido a própria complexidade do processo qualquer uma destas variáveis pode deteriorar completamente a qualidade da superfície, consequentemente a peça ou componente fabricado (ZHANG et al., 2015).

Li et al. (2008) observaram que em sua grande maioria a rugosidade superficial R_a aumenta, a medida em que os canais vão sendo realizados, conforme observado na Fig. 2.27 (a), semelhante a curva típica de desgaste da ferramenta, ilustrada na Fig. 2.27 (b). Observaram também que o aumento da velocidade de corte e do volume de remoção de material, acelera os aumentos da rugosidade superficial.

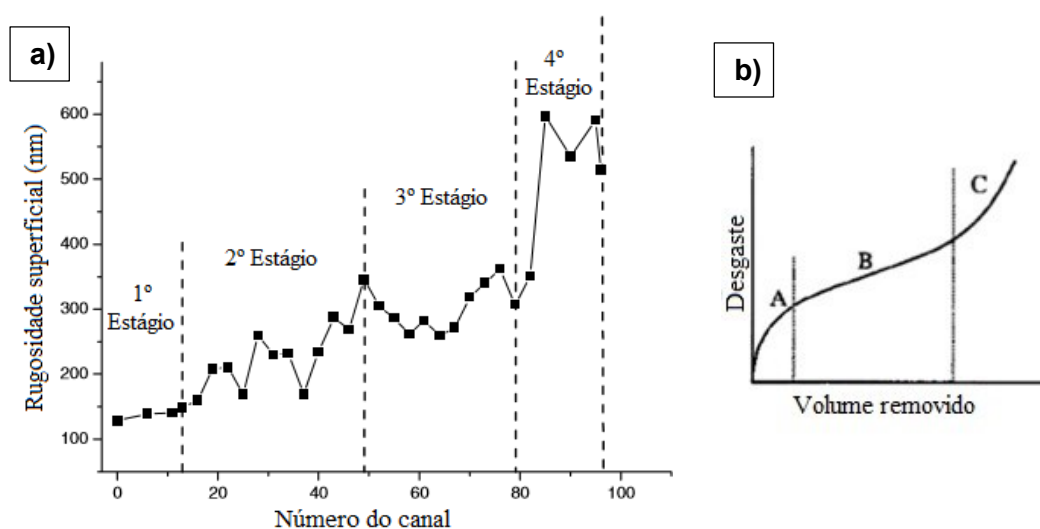


Figura 2.27 - Rugosidade superficial com o progresso do desgaste da ferramenta (Adaptado de LI et al., 2008)

Aramcharoen e Mativenga (2009) também investigaram a rugosidade superficial através do microfresamento de aço ferramenta H13, com ferramenta de metal duro de diâmetro 900 μm . Os experimentos mostraram que quando a espessura de cavaco não deformado foi menor que o raio da aresta de corte, a rugosidade superficial aumentou com a diminuição da espessura de cavaco indeformado, sendo este fato atribuído ao aumento do efeito *ploughing* para avanços menores. Ao contrário deste, para espessuras de cavaco não deformado maiores que o raio da aresta de corte o processo se comporta de forma semelhante ao ocorrido na macrousinagem onde a rugosidade superficial aumenta proporcionalmente ao aumento do avanço.

Chae; Park; Freiheit (2006) afirmam que a pequena espessura de cavaco indeformado utilizada na microusinagem aumenta significativamente o atrito entre a ferramenta e a peça de trabalho, resultando em aumento da temperatura e desgaste, que consequentemente diminui a qualidade superficial do componente produzido.

A Figura 2.28 mostra uma superfície de aço ferramenta (58 HR_C), usinada utilizando uma fresa de topo esférica de 200 μm de diâmetro. É possível notar uma grande quantidade de material deformado plasticamente ao lado do caminho percorrido pela ferramenta na direção do avanço. As ondas observadas são formadas por material deformado plasticamente pertencente à última parte do cavaco, que se mantém aderido à superfície, sendo deformado posteriormente pela aresta de corte, consequentemente aumentando a rugosidade superficial do material (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE 2005).

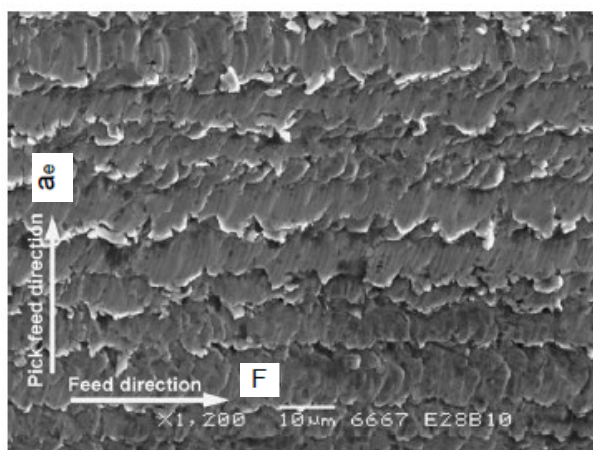


Figura 2.28 - Superfície aço ferramenta usinado (Adaptado de BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE 2005)

Outros pesquisadores que estudaram a rugosidade superficial no microfresamento foram Cheng e Huo (2013), porém os autores buscaram analisar o R_a em função do avanço e de várias velocidades de corte, conforme Fig. 2.29. É possível observar que para quase

todas as velocidades de corte (exceto 113,04 m/min) a rugosidade superficial aumenta consideravelmente em avanços menores que 1 $\mu\text{m}/\text{dente}$. Acima de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ os resultados tendem a um baixo valor de rugosidade com aumento do avanço, até que este excede 3 $\mu\text{m}/\text{dente}$. O menor valor R_a de 24 nm foi observado a um avanço de 3 $\mu\text{m}/\text{dente}$ e uma velocidade de corte de 75,36 m/min. Os autores dão destaque ao fato de que os baixos valores de R_a medidos são muito menores que os encontrados na literatura, o que indica que o acabamento superficial no microfresamento depende não só das ferramentas de corte e condições, mas de todo o sistema de usinagem, incluindo os erros de movimento de guias de deslizamento, a excentricidade do eixo do corte e assim por diante.

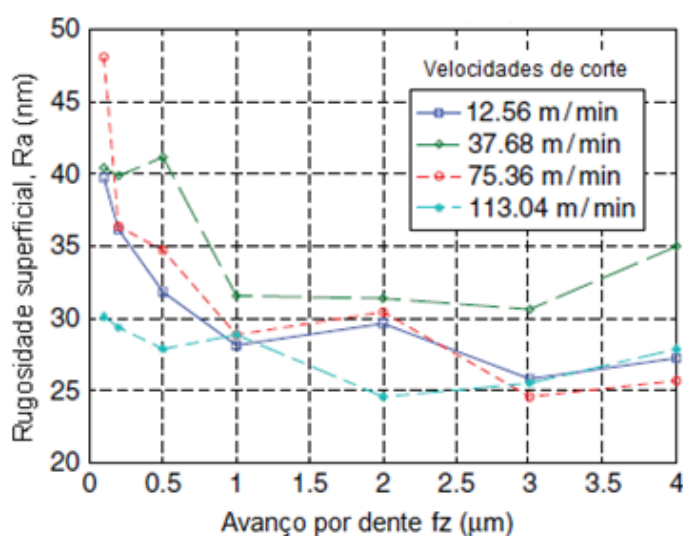


Figura 2.29 - Influência do avanço e velocidade de corte no microfresamento, utilizando ferramenta de metal duro (Adaptado de CHENG; HUO, 2013)

Filiz et al. (2007), também analisaram o R_a em função do avanço e das velocidades de corte, usinando cobre [110] com ferramenta de metal duro, diâmetro de 254 μm e observaram resultado muito semelhante ao anterior. À velocidades mais altas os valores de R_a permaneceram constante, aumentando acima de um determinado avanço. Os autores justificaram que a rugosidade começa a aumentar, devido ao fato do cisalhamento se tornar predominante e concluíram que avanços menores produzem acabamento superficial melhor. Weule; Huntrup; Tritschler (2001) em seus estudos observaram que no material mais dúctil, a rugosidade aumenta a baixas velocidades, sendo este fato semelhante ao processo convencional e que para o material endurecido, o R_a se manteve praticamente constante com o aumento da velocidade de corte, não apresentando grandes variações (Fig. 2.30).

Afim de verificar a influência dos parâmetros de corte e o tempo de usinagem na rugosidade superficial, Kiswanto; Zariatin; Ko (2014) realizaram microfresamento em alumínio AA110. Concluíram que o avanço e o tempo de usinagem influenciam

significativamente a rugosidade superficial, porém a utilização de um avanço maior para o mesmo tempo de usinagem, não afeta significativamente a rugosidade nem a vida da ferramenta. Para menores avanços a rugosidade é menor, mas o processo pode perder eficiência em relação ao tempo de usinagem.

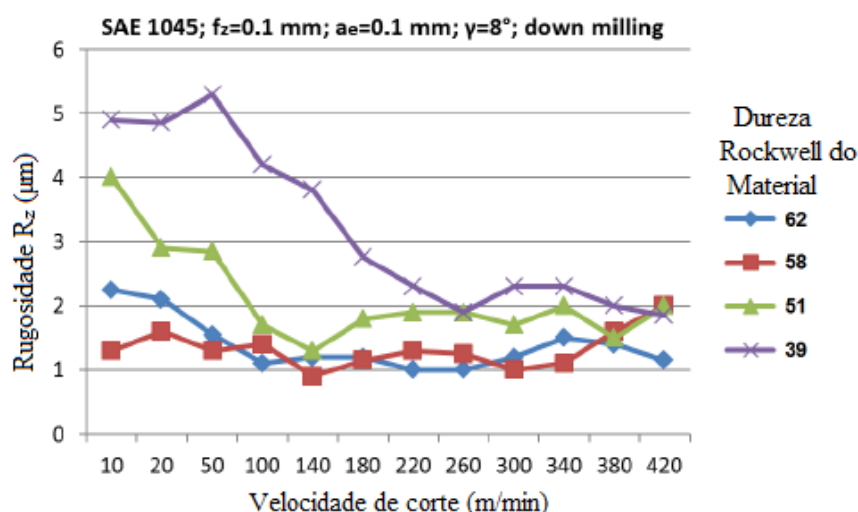


Figura 2.30 - Influência da velocidade de corte e da dureza do material na rugosidade superficial (Adaptado de WEULE; HUNTRUP; TRITSCHLER, 2001)

Zhang et al. (2015) analisaram a rugosidade em função da orientação cristalográfica dos materiais a serem usinados, chegando à conclusão de que a recuperação elástica e a deformação plástica variam em função desta, podendo resultar na formação de uma superfície ondulada.

2.6 Formação de Rebarba

Além do acabamento superficial, a dimensão das rebarbas também é um parâmetro crítico para os micro componentes e merece ser investigada. Vários autores definem rebarba de formas diferentes. Segundo Aurich et al. (2009) na maioria dos casos, as rebarbas são definidas como uma "projeção indesejável de material formado como resultado do fluxo plástico de uma operação de corte ou cisalhamento". Para Mian (2011) as rebarbas são material plasticamente deformado para além da borda da peça de trabalho.

No processo de microusinagem, diferentemente da usinagem convencional macro, a rebarba é geralmente muito difícil de remover, podendo ainda danificar seriamente a peça de trabalho (LEE; DORNFELD, 2002; LEE; DORNFELD, 2005).

A rebarbação (operação onde a rebarba é removida) é onerosa e sem valor agregado. De acordo com Gillespie (1979) a operação de rebarbação de peças de precisão pode exigir até 30% do custo total da peça. Na Figura 2.31 (a) é mostrada uma pequena peça de precisão fabricada por fresamento e em (b) a mesma peça após rebarbação mecanizada (GILLESPIE, 1979).

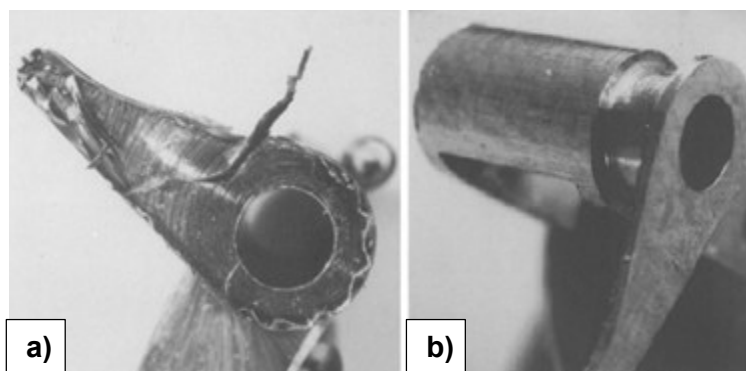


Figura 2.31 - Peça de precisão antes e após a rebarbação (GILLESPIE, 1979) *imagem ampliada 15x

De qualquer forma, mesmo quando as rebarbas não são retiradas de uma peça de trabalho por razões funcionais, podem causar lesões nos trabalhadores de montagem, devido a superfície afiada ou ainda, as rebarbas que inicialmente aderem a uma peça podem se soltar durante o funcionamento de um produto e causar danos posteriores, como por exemplo rebarbas nos blocos ou cabeçotes de motores de combustão interna, podem se soltar durante o funcionamento e serem transportadas pelo fluido de arrefecimento, podendo potencialmente causar uma falha completa do motor (AURICH et al., 2009). A rebarbação pode ainda introduzir erros dimensionais e tensões residuais no componente. Portanto, a melhor solução é evitar a formação de rebarbas ou em último caso minimizar a formação de destas (LEE; DORNFELD, 2005).

Para Aurich et al. (2009) a formação de rebarbas é afetada por vários parâmetros, principalmente pelo material da peça, geometria da ferramenta, desgaste da ferramenta, trajeto da ferramenta, e parâmetros de usinagem, porém para minimizar e prevenir rebarbas é necessário examinar todo o processo de corte, pois existem muitas influências entre os parâmetros. Assim, afim de compreender melhor a formação de rebarba em função das variáveis de usinagem, Lee e Dornfeld (2002) realizaram fresamento de topo utilizando como peças de trabalho o alumínio 6061-T6 e o cobre [110]. Suas observações ao longo do comprimento dos canais realizados levou à categorização de diferentes formas e localização da rebarba conforme mostrado na Fig. 2.32.



Figura 2.32 - Categorização das formas e localização da rebarba em uma operação de fresamento de topo (Adaptado de LEE; DORNFELD, 2002)

Chern et al. (2007) também investigaram experimentalmente a formação de rebarbas, usinando alumínio 6061-T6 através do microfresamento com ferramenta de metal duro e classificando as rebarbas em quatro tipos distintos, conforme ilustrado na Fig. 2.33 em (a) rebarbas primárias, (b) rebarbas semelhantes a agulhas, (c) rebarbas em forma de penas e (d) rebarbas menores. Os autores discutem ainda os mecanismos de formação dessas rebarbas e a relação entre sua existência e a condição de usinagem.

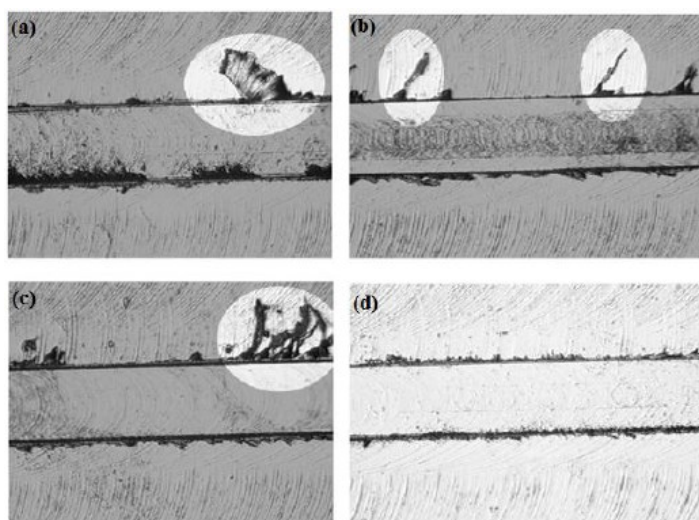


Figura 2.33 - Tipos de rebarbas encontrados na microusinagem (CHERN et al., 2007)

Em relação às condições de usinagem, ao contrário da escala convencional macro, na microusinagem a diminuição da espessura h só ajuda a reduzir o tamanho das rebarbas quando se trabalha com uma espessura de cavaco indeformado maior do que r_e . Caso contrário, os efeitos de *ploughing* promovem rebarbas relativamente maiores (MIAN, 2011). Portanto, um maior raio de aresta da ferramenta leva a rebarbas maiores (SCHALLER et al., 1999; LEE; DORNFELD, 2002; FILIZ et al., 2007).

Aramcharoen e Mantivenga (2009) através de experimentos de usinagem de aço ferramenta H13, sugeriram como solução ideal a utilização de um r_e muito pequeno, visto que o aumento deste resulta e um ângulo efetivo de saída negativo que promove a extrusão de material e influencia diretamente o tamanho das rebarbas. O aumento do r_e pode ser causado pelo desgaste progressivo da ferramenta que também aumentará o tamanho das rebarbas, conforme demonstrado por Bao e Tansel (2000) que realizaram canais em alumínio, utilizando uma ferramenta de metal duro e puderam perceber, conforme Fig. 2.34, que mesmo no início da usinagem (com a ferramenta nova) a peça não se apresenta totalmente livre de rebarba, porém a rebarba aumentou progressivamente em dimensão e densidade com o aumento do desgaste da ferramenta.



Figura 2.34 - Progressiva formação de rebarba ao longo do desgaste da ferramenta. *escala da régua em polegadas (BAO; TANSEL, 2000)

Em relação a ductilidade, Schaller et al. (1999) e Aurich et al. (2009) concluíram que o material tende a formar rebarbas maiores e em maior quantidade com o aumento da ductilidade do material.

A influência do avanço por dente também foi investigado por Chern (2006). Através do fresamento de duas amostras de alumínio 6061-T6 e 2024-T4 o autor concluiu que em baixos valores de avanço por dente a altura da rebarba de topo é maior, conforme pode ser observado na Fig. 2.35. Filiz et al. (2007) encontraram resultado semelhante ao usinar cobre

comercialmente puro [101] usando microfresas de metal duro e observaram também, que este aumento nas rebarbas de topo foi igual para todas as velocidade de corte utilizadas.

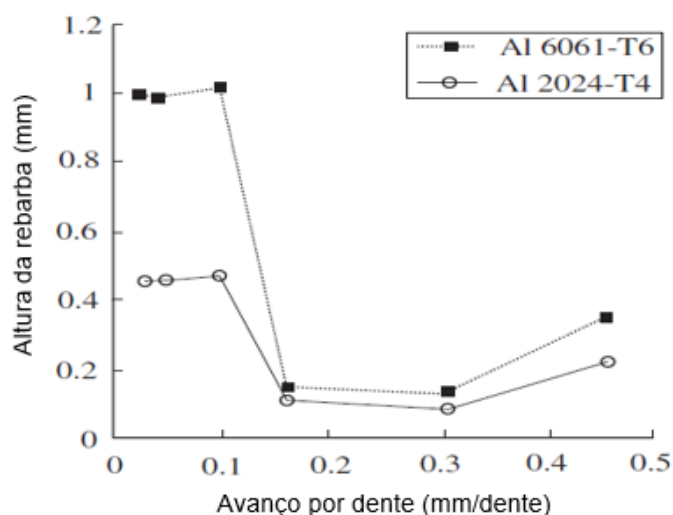


Figura 2.35 - Variação da altura da rebarba em função do avanço por dente (Adaptado de CHERN, 2006)

2.7 Grau de recalque

O grau de recalque do cavado é definido como sendo a medida da quantidade de deformação sofrida pelo cavaco, sendo importante para o cálculo do ângulo de cisalhamento e da velocidade de saída do cavaco (TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO *et al.*, 2011), dado pela razão entre a espessura do cavaco (h') e a espessura de corte (h), conforme Eq. 2.3 mostrada abaixo. Lembrando que a grandeza h é obtida através da multiplicação do avanço (f_z) pelo ângulo de posição da aresta principal de corte (X_r).

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (2.3)$$

Na microusinagem este cálculo possui algumas limitações, como por exemplo a impossibilidade de se escolher a posição no cavaco onde será medida a espessura, visto devido à pequenas dimensões (em escala micro), não é possível a manipulação do mesmo e portanto não se sabe ao certo se a espessura medida pertence ao início, meio ou fim do cavaco, ficando portanto o cálculo do grau de recalque na microusinagem vinculado à obtenção de imagens aleatórias do cavaco (MEV) em que é propício a estimativa da espessura.

2.8 Usinabilidade

De acordo com Trent e Wright (2000) não existe um significado único e inequívoco para o termo usinabilidade, sendo portanto um conceito relativo que pode ser compreendido de diversas maneiras diferentes. Ferraresi (1970) afirma que a usinabilidade de um metal pode ser definida como uma grandeza tecnológica, que expressa por meio de um valor numérico comparativo (índice ou porcentagem) um conjunto de propriedades de usinagem do metal (vida da ferramenta, acabamento superficial, produtividade), em relação a outro tomado como padrão. Conclui que a usinabilidade não pode ser encarada como uma grandeza específica de um dado material (tal como a resistência à tração, o alongamento, o módulo de elasticidade), mas sim a propriedade resultante da combinação ferramenta-peça usinada e ainda o meio no qual se realiza a usinagem (gasoso, líquido ou sólido). Para Stemmer (1993) a usinabilidade é a propriedade dos materiais de se deixarem trabalhar com ferramentas de corte.

De uma maneira geral, usinabilidade pode ser definida como sendo uma grandeza que indica a facilidade ou a dificuldade de se usinar um material. Trent e Wright (2000) afirmam inclusive, que um determinado material pode apresentar usinabilidade melhor, segundo um determinado critério e pior em relação a outro.

De acordo com Trent e Wright (2000), apesar da falta de uma métrica universal, a "usinabilidade" pode ser avaliada por um ou mais critérios, por exemplo: vida da ferramenta, limite da taxa de remoção de material, forças de corte, acabamento superficial e a forma do cavaco.

A usinabilidade de um material tem grande influência na produtividade. Assim, ensaios de usinabilidade são importantes para auxiliar na escolha das condições de corte. No entanto, um ensaio de usinabilidade pode ser muito demorado ou não fornecer as informações necessárias, razão pela qual existe um enorme interesse em se estabelecer métodos de ensaio, que permitem determinar a usinabilidade de um material.

Cheng e Huo (2013) afirmam que na microusinagem, frequentemente avaliações de usinabilidade são feitas com base na vida da ferramenta que é considerado o fator mais importante na maioria das situações. Apesar de diversos pesquisadores estudarem a geometria e a capacidade dos materiais no microcorte, a aplicação industrial do microcorte tem sido dificultada pela falta de experiência e conhecimento sobre o microusinabilidade de materiais (FILIZ et al., 2007).

2.8.1 Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis

A usinabilidade dos aços inoxidáveis foi estudada do ponto de vista da usinagem convencional por diversos pesquisadores. A usinabilidade destes materiais varia dependendo dos elementos de liga, tratamentos térmicos e processos de fabricação: forjado, fundido, entre outros (Sandvik, 2016). Cada tipo de aço inoxidável: ferrítico, martensítico, austenítico e duplex (austenítico/ferrítico) apresenta características de usinagem diferentes (Fig. 2.36).

Machado et al. (2011) afirma que a grande quantidade de cromo presente na liga (normalmente acima de 12%), combinado com uma alta porcentagem de carbono pode comprometer o desempenho da usinagem.

Apesar da literatura apresentar muitos resultados para o processo convencional (macrousinagem), um estudo mais detalhado se faz necessário visto que as diferenças significativas entre a microusinagem e a usinagem convencional resultam em mudanças nos fenômenos físicos subjacentes devido aos efeitos de escala associados às características da geometria da ferramenta, do material da ferramenta e do material da peça de trabalho.

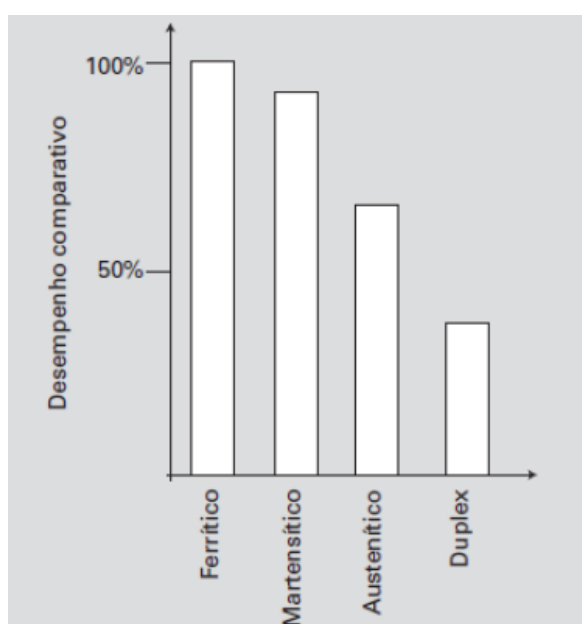


Figura 2.36 - Desempenho comparativo em usinagem de diversos tipos de aços inoxidáveis (MACHADO et al., 2011)

Por estas razões, o conhecimento e a experiência existentes na usinabilidade de materiais não podem ser aplicados diretamente à microescala (FILIZ et al., 2007).

Para permitir uma aplicação industrial eficaz dos aços inoxidáveis na microusinagem, existe uma necessidade de investigação experimental da microusinabilidade dos mesmos, motivando portanto o objetivo deste trabalho que consiste em investigar a usinabilidade do aço inoxidável duplex UNS S32205 através da execução de ensaios de microfresamento. Para tanto, foram usinados microcanais neste material, utilizando uma microfresadora CNC e microfresas de metal duro, revestimento WXL, com diâmetros de 200 μm e 400 μm .

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

Neste capítulo serão descritos com maiores detalhes os procedimentos experimentais realizados e a metodologia adotada. Serão fornecidos também, características do material escolhido para a peça de trabalho, detalhes da máquina-ferramenta, microferramentas e de todos os equipamentos utilizados no desenvolvimento deste trabalho.

Os experimentos foram realizados utilizando a estrutura e maquinários disponíveis do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) pertencente a Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

3.1 Caracterização do material da peça

O material escolhido para ser usinado nos experimentos foi o aço inoxidável duplex que pela normalização unificada é chamado de S32205, fornecido pela empresa Aperam. Este material, bem como a classe de aços inoxidáveis são amplamente utilizados na indústria em aplicações diversas, principalmente em função de sua característica principal, que consiste em um material a base de ferro com teores de cromo acima de 12%. Tal característica faz com que a resistência à corrosão e oxidação aumente, progressivamente, devido à formação de uma fina película protetora de óxido de cromo (Cr_2O_3), chamada de camada passiva. Portanto, quanto maior o teor de cromo, mais resistente à corrosão é um aço inoxidável. No material utilizado para a peça de trabalho o teor de cromo é de 22,52%, conforme pode ser observado na tabela de composição química em porcentagem de peso do material (Tab. 3.1.), fornecida pelo fabricante.

Tabela 3.1 – Composição química em % do aço inoxidável duplex UNS S32205 (Fornecida pelo fabricante)

Composição Química [%]														
C	Mn	Si	P	Cr	Ni	Mo	Al	Cu	Co	V	Nb	Ti	Sn	N
0,03	1,82	0,28	0,028	22,52	5,31	3,03	0	0,13	0,02	0,11	0,02	0,01	0	0,162

Em função desta alta resistência à corrosão e oxidação, o aço inoxidável UNS S32205 é muito utilizado em tubos para extração de petróleo em águas profundas (devido à alta resistência mecânica e química), tendo como limitação o seu alto custo.

Algumas das propriedades mecânicas do material também foram fornecidas pelo fabricante conforme Tab. 3.2.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável duplex UNS S32205

Limite de Escoamento 0,2 % [Mpa]	Limite de Resistência [MPa]	Alongamento Total [%]	Dureza HV
714	822	34	261

Este aço é classificado como duplex por apresentar uma estrutura bifásica composta pelas fases ferrita e austenita com características e propriedades mecânicas e químicas diferentes entre si. A Figura 3.1 mostra a microestrutura do material, obtida através de análise metalográfica de fragmentos cortados do material fornecido, que foram embutidos, lixados, polidos e atacados. Para o lixamento foram utilizadas lixas com granulometria mesh de 220 a 1200 e no polimento foi utilizada sílica coloidal de 0,06 mm. O ataque foi realizado utilizando uma solução de Behara modificado, contendo água destilada, ácido clorídrico, difluoreto de amônia e metabissulfito de potássio. Por fim, a imagem foi obtida com a utilização de um microscópio óptico e o software Image-Pro Plus pertencentes ao Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) da UFU.

Conforme identificado na Fig. 3.1 é possível observar ainda as duas fases mencionadas: ferrita (fase escura) e austenita (fase clara). Esta mesma amostra também foi analisada em relação a porcentagem volumétrica de cada fase. Para tanto, foi utilizado o software Image J e por meio do contraste de tonalidade (fase clara e escura) foi possível identificar que o material possui 50,357% de austenita e 49,643% de ferrita. Proporção esta equivalente ao mencionado por IMO A (2012) onde afirma que geralmente os aços inoxidáveis duplex apresentam teores praticamente iguais de ferrita e austenita, porém a

produção comercial atual favorece levemente a austenita para melhores características de tenacidade e processamento.

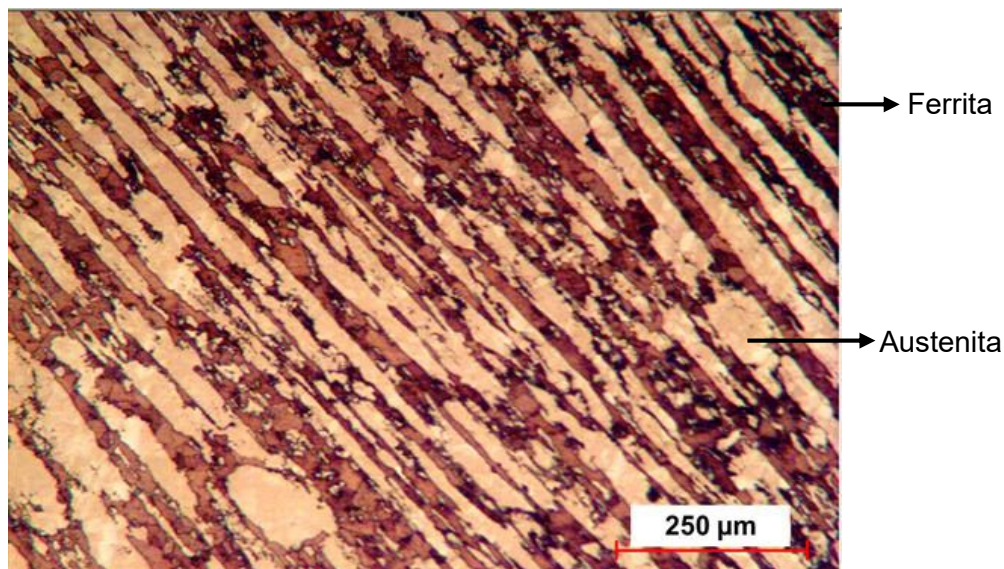


Figura 3.1 – Microestrutura do aço inoxidável duplex UNS S32205, Ferrita (fase escura) e Austenita (fase clara)

3.2 Microfresadora

A máquina-ferramenta utilizada para realização dos ensaios neste trabalho (Fig. 3.2) foi uma microfresadora CNC modelo Mini-Mill/GX fabricada pela empresa Minitech Machinery Corporation. Possui 3 eixos de controle de translação entre peça-ferramenta, com curso limite nas coordenadas x , y e z de 300 mm, 228 mm e 228 mm, respectivamente. Possui velocidade de avanço máxima de 1 000 mm/min. Cada eixo possui uma resolução de deslocamento de 0,1 μm . Esta possui também uma base de granito com o intuito de evitar que as vibrações mecânicas interfiram na execução dos ensaios.

Outra característica desta máquina é a rotação máxima do eixo árvore, que com auxílio de ar comprimido para refrigeração, atinge até 60.000 rpm. Todos os eixos da máquina e o controlador são controlados por comando numérico computadorizado (CNC) através do *software* Mach3Mill. A mesa para fixação das peças é fabricada em alumínio com dimensões de 152,4 mm x 444,5 mm. A máquina possui ainda uma base de granito (mesa inercial) projetada com o intuito de eliminar vibrações provenientes do ambiente externo durante a usinagem.

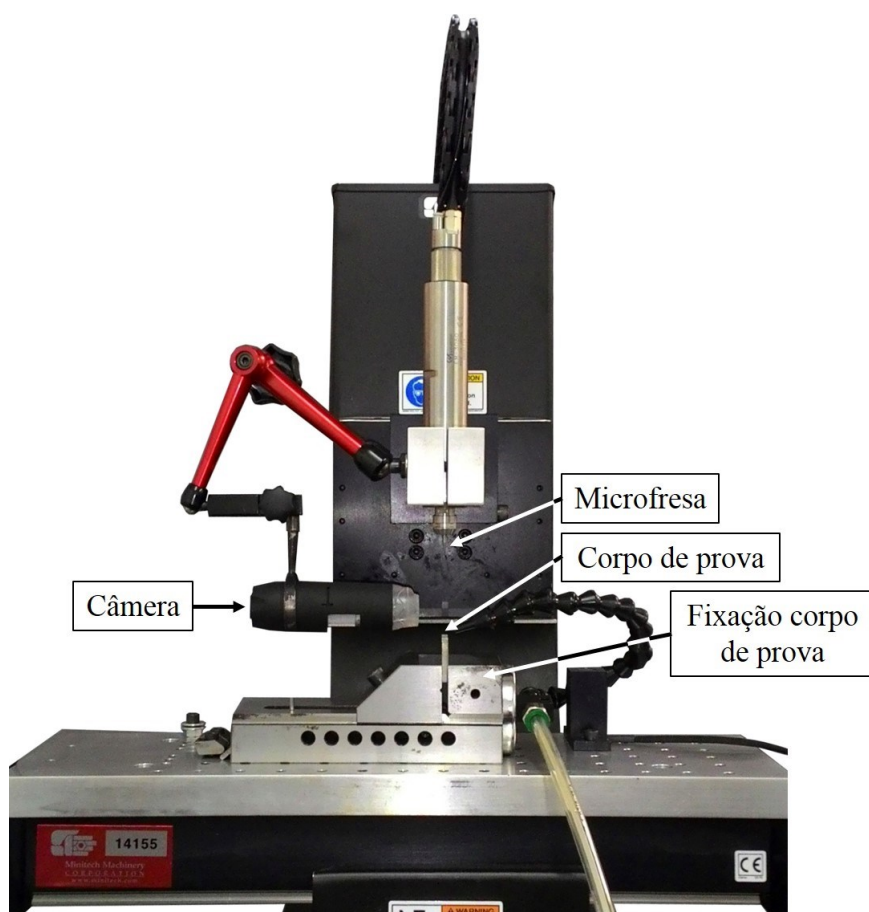


Figura 3.2 - Microfresadora utilizada nos ensaios

3.3 Microferramenta

As ferramentas de corte utilizadas para realização dos ensaios foram microfresas de metal duro, revestimento WXL, fabricadas pela empresa OSG (modelo 3181802 WXL-1. 5D-DE). A Figura 3.3 apresenta uma imagem como exemplo das ferramentas utilizada e seus parâmetros geométricos.

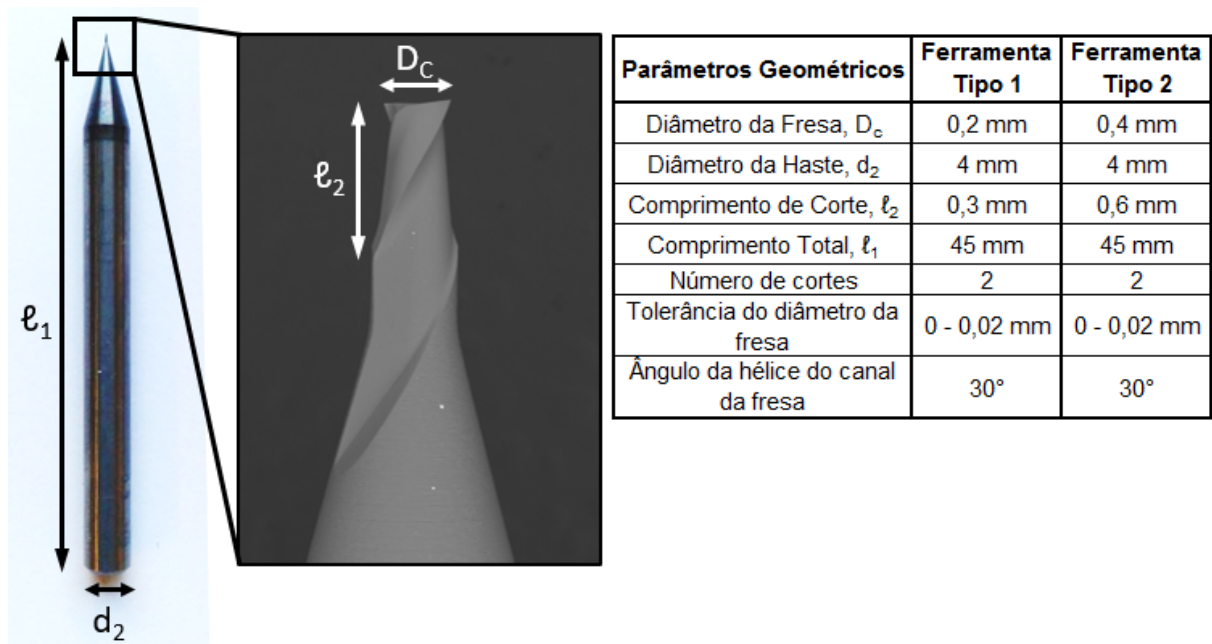


Figura 3.3 - Microfresas utilizadas nos ensaios e seus parâmetros geométricos

A microfresa utilizada possui geometria semelhante a uma fresa convencional com duas arestas de corte, como pode ser observado na Fig. 3.4 (a) e (b), porém devido às pequenas dimensões da ferramenta, todo processo foi acompanhado através da obtenção de imagens da ferramenta utilizando um Microscópio Eletrônico de Varredura (especificado em detalhes posteriormente neste capítulo).

Outro ponto muito importante para a microusinagem é o raio de aresta, conforme apresentado no capítulo II. A Figura 3.4 (c) apresenta a imagem da superfície secundária de folga, indicando o raio de aresta de corte da ferramenta com dimensão de aproximadamente 2 μm , medido através do *software ImageJ* e imagem da ferramenta obtida através do MEV. Para efeito de comparação em relação a escala micro, na Fig. 3.4 (d) é mostrada uma das ferramentas utilizadas ($\varnothing$ 200 μm) ao lado de um cabelo humano.

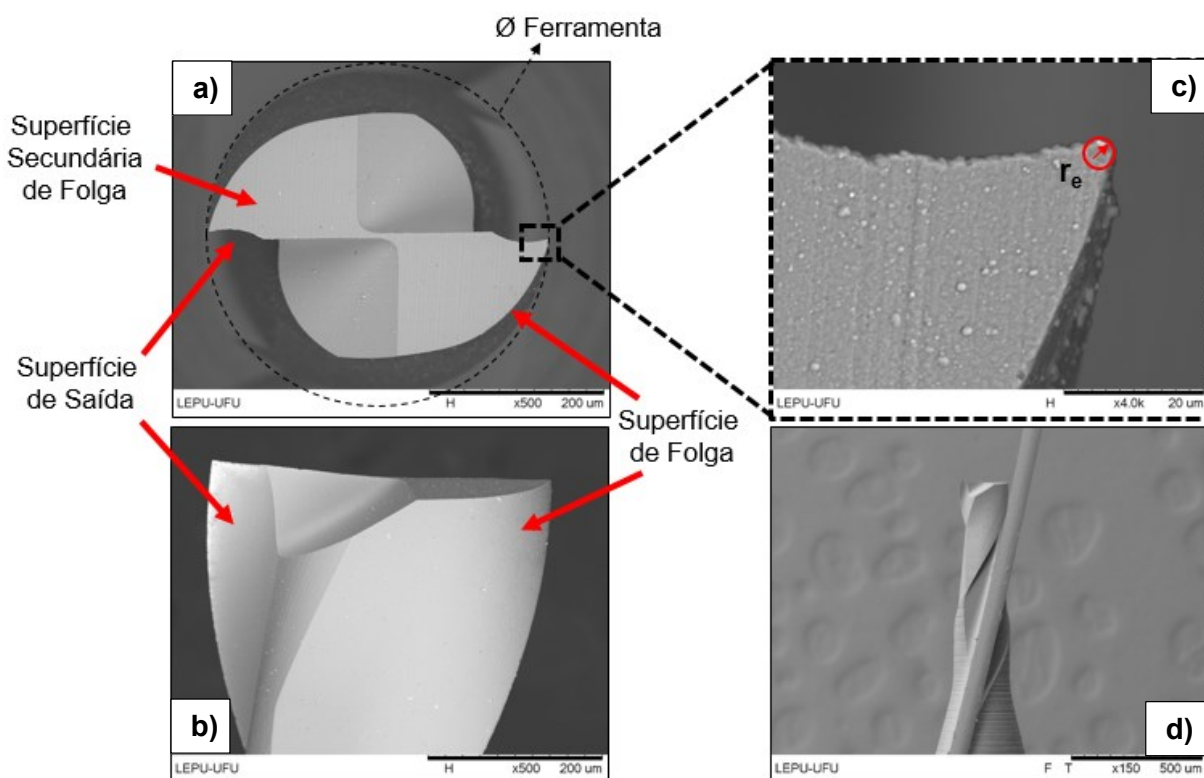


Figura 3.4 - Geometria da microfresa de topo, (a) e (b) ferramenta nova, (c) raio de aresta da ferramenta, (d) ferramenta de 200 µm ao lado de um cabelo humano

Em relação ao revestimento da ferramenta, intitulado “WXL”, o fabricante não fornece a composição química. No catálogo é mencionado apenas que se trata de um novo revestimento e que o mesmo foi desenvolvido para melhorar o desempenho em uma ampla gama de materiais, incluindo principalmente materiais não-ferrosos, aços e aços endurecidos até 50 HRC, proporcionando uma usinagem consistente em aplicações a seco e com fluido de corte.

Uma análise por Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS), foi realizada afim de verificar a composição química do revestimento. Para tal foi utilizado um MEV, marca Tescan, modelo LMU - Vega 3, EDS INCA x-act modelo 51-ADD007 disponível no Laboratório Multiusuário de Microscopia (LMM) da Faculdade de Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia. Foram analisados sete pontos diferentes na superfície do revestimento, conforme mostrado na Fig. 3.5. Ressaltando que todos os pontos apresentaram resultados semelhantes ao ilustrado, sendo os três principais elementos encontrados: Cromo (Cr) 42.82%, Alumínio (Al) 33.66% e Nitrogênio (N) 17.94%. Este resultado pode indicar que o revestimento da ferramenta é o nitreto de cromo alumínio, AlCrN.

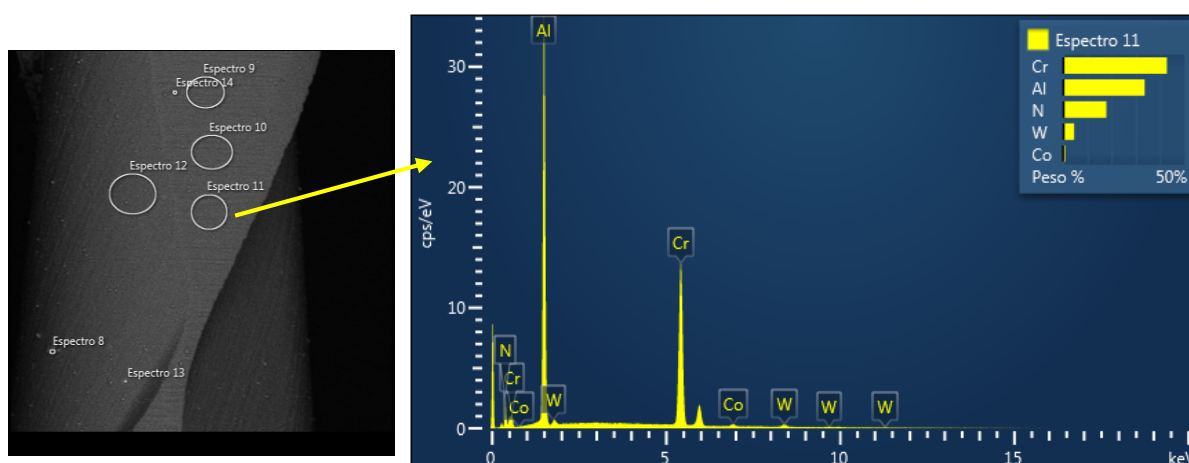


Figura 3.5 - EDS realizada no revestimento da ferramenta

A espessura do revestimento das ferramentas utilizadas neste trabalho foi medida em vários pontos, através da utilização de imagens de ferramentas danificadas (de ambos os diâmetros) obtidas no MEV (Fig. 3.6). Para as medições foi utilizado o *software ImageJ*, sendo a espessura média para os dois diâmetros de ferramentas utilizadas de 1,5 μm , constatando portanto, que se enquadram dentro dos valores normais mencionados na literatura.

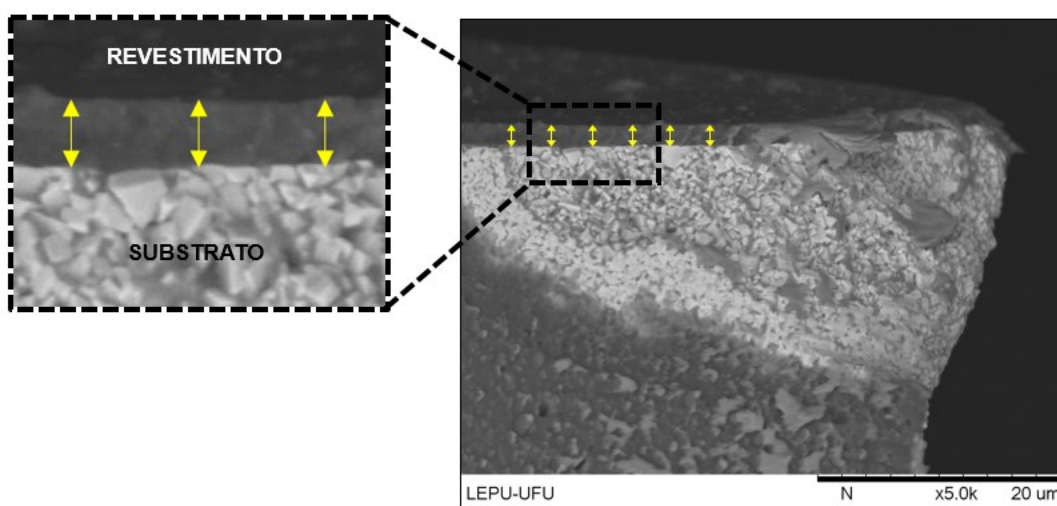


Figura 3.6 - Espessura do revestimento WXL na ferramenta de metal duro

3.4 Preparação e fixação do corpo de prova

A preparação dos corpos de prova para os procedimentos experimentais na área de microusinagem exigem um cuidado maior do que para os processos convencionais, sendo crítico para o sucesso destes. Desvios de planeza e perpendicularismo devem ser mínimos,

caso contrário poderão induzir a erros no próprio processo e na análise posterior. Desta forma, primeiramente o aço inoxidável duplex foi cortado conforme dimensões mostradas na Fig. 3.7.

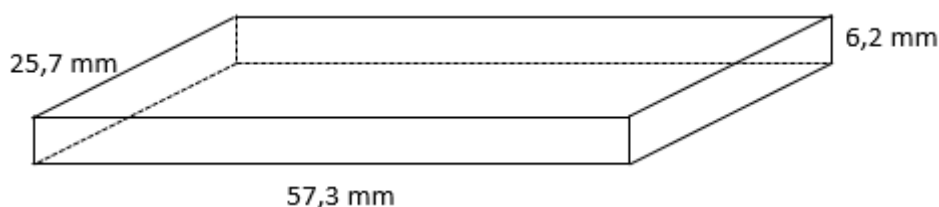


Figura 3.7 - Dimensões da peça de trabalho

Em seguida o corpo de prova foi fixado a uma morsa de precisão, conforme mostrado na Fig. 3.8. Logo após, o conjunto peça/morsa foi levado para uma usinagem prévia no centro de usinagem vertical CNC Discovery 760, afim de deixar a superfície da amostra a ser usinada paralela a base da morsa, sendo essencial que a superfície da peça de trabalho, ao ser posicionada na microfresadora, esteja o mais plana possível, afim de garantir que a profundidade de corte seja constante ao longo do canal usinado.



Figura 3.8 - Fixação do corpo de prova (a)

Após usinagem prévia foi medido o perfil de rugosidade R_a da superfície da peça de trabalho, conforme Fig. 3.9, afim de garantir que a rugosidade fosse pequena comparada com a profundidade de corte utilizada. O valor da rugosidade média R_a medido foi de $0,12 \mu\text{m}$.

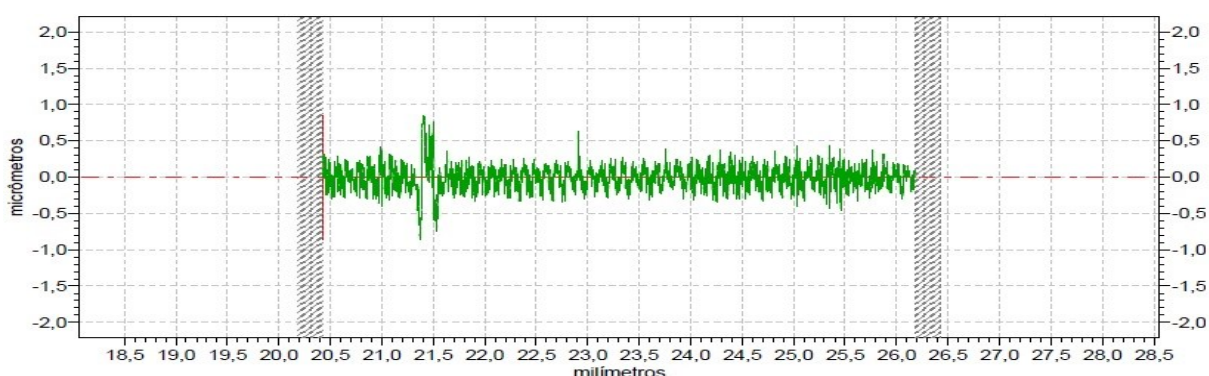


Figura 3.9 - Perfil de rugosidade da superfície da peça de trabalho

3.5 Ensaios de Microusinagem

3.5.1 Análise das ferramentas novas

As ferramentas utilizadas na microusinagem possuem dimensões invisíveis a olho nu, o que torna a análise de sua integridade um processo mais demorado, feito apenas através de um microscópio. Em alguns casos ferramentas ditas “novas” apresentaram avarias ou arestas com perfil semelhante às desgastadas após uso. Desta forma, todas as ferramentas novas foram verificadas, afim de identificar caso houvesse algum desgaste, quebra ou qualquer outra não conformidade. Foram realizadas a obtenção de imagens do topo da ferramenta, das duas arestas de corte e da superfície de saída, afim de possibilitar posterior análise, por meio da comparação das ferramentas desgastadas com as novas. Para tanto, utilizou-se um MEV, modelo HITACHI TM3000 do fabricante Hitachi High-Technologies. Com capacidade de ampliação de 15x até 30 000 vezes (zoom digital: 2x e 4x).

3.5.2 Fixação da microfresa na máquina-ferramenta

Nos ensaios realizados, a fixação da ferramenta na máquina foi feita por uma pinça da marca NAKANISHI, apropriada à ferramenta com diâmetro de haste de 4 mm, com dimensões indicadas na Fig. 3.10 (a). Foi adotado como critério o posicionamento da ferramenta, deixando fora da pinça o menor comprimento possível em balanço da ferramenta. Como critério visual foi utilizada a marca deixada pela deposição do revestimento na haste da ferramenta, mostrado na Fig. 3.10 (b).

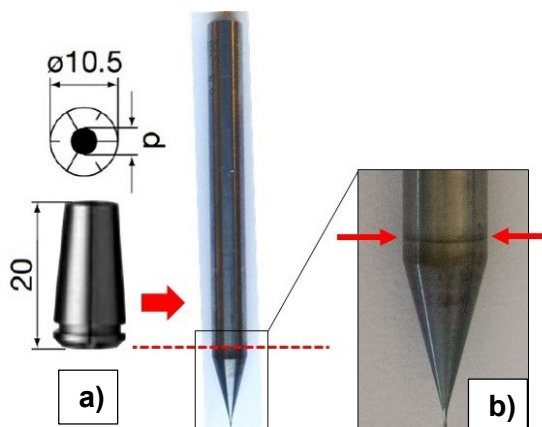


Figura 3.10 - (a) Dimensões da pinça de fixação, (b) detalhe do critério de posicionamento da ferramenta

3.5.3 Realização dos ensaios

O posicionamento relativo da ferramenta e corpo de prova foi realizado com o auxílio de um microscópio/câmera digital com capacidade de ampliação de 800x, com o qual a ferramenta era posicionada o mais próximo possível da peça (sem tocar). Logo após, a ferramenta era colocada em rotação e movimentada na direção axial de $0,1 \mu\text{m}$ em $0,1 \mu\text{m}$ (menor avanço possível da máquina). Assim, no momento em que a ferramenta tocava a peça neste intervalo de comprimento era perceptível (através da imagem do microscópio) a formação de cavaco, sendo este ponto considerado o ponto zero da ferramenta (Fig. 3.11).

É importante destacar que este procedimento é fundamental para realização dos ensaios afim de diminuir erros de posicionamento, no entanto sua realização é complexa, demorada e exige atenção extrema em função das pequenas dimensões de movimentação e da fragilidade da ferramenta, que pode ser danificada até por erros de operação mínimos.

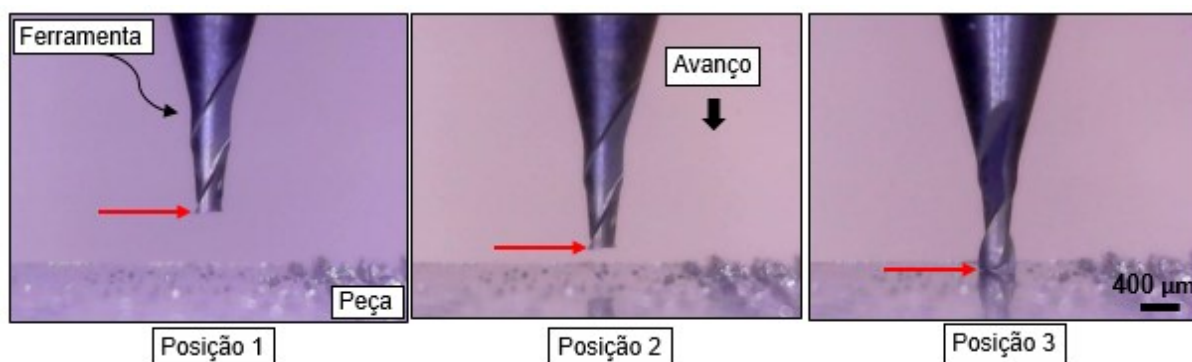


Figura 3.11 - Posicionamento da ferramenta

Após o posicionamento da ferramenta, foi realizado a usinagem de microcanais com comprimento de 6,2 mm, na superfície do corpo de prova, com direção de avanço conforme indicado na Fig. 3.12.

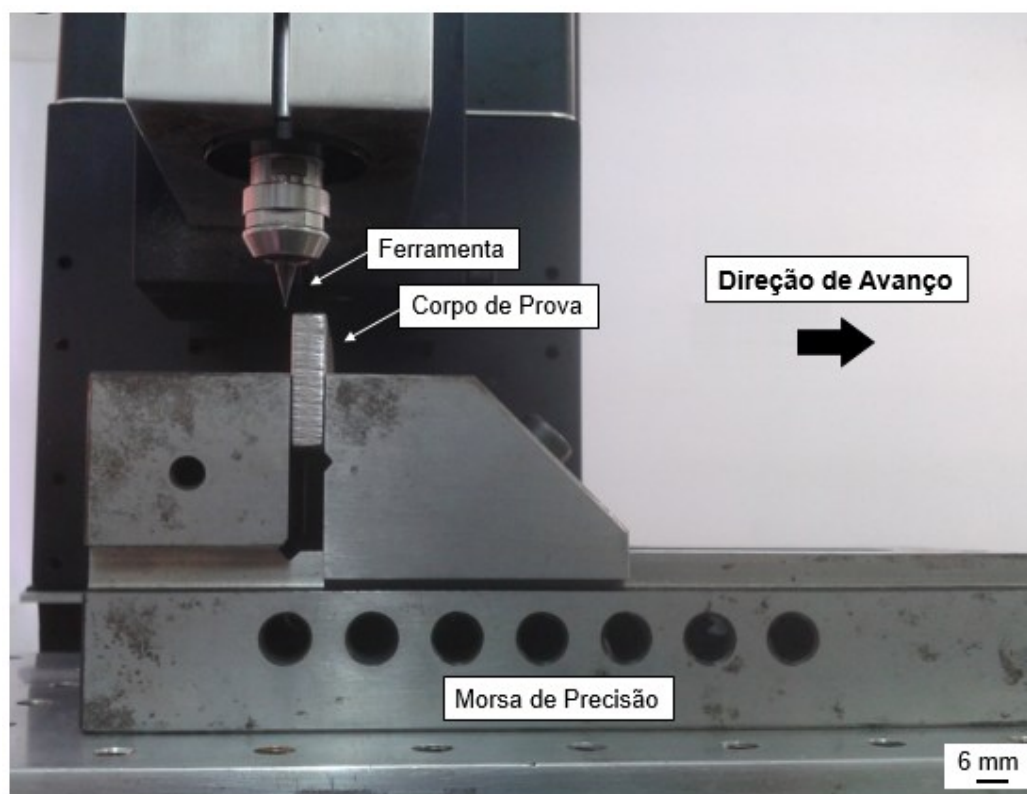


Figura 3.12 - Fotografia do ensaio realizado

Foram realizados ao todo 59 canais (passes), conforme parâmetros de corte e condições apresentados na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Ensaio e parâmetros de corte realizados

Ensaio	Ferramenta	Rotação (rpm)	Velocidade de corte v_c (m/min)	Profundidade de corte a_p (μ m)	Avanço por dente f_z (μ m/dente)	Avanço da mesa v_f (mm/min)	Condição	Número de Passes
1	Tipo 1 ($\varnothing 200 \mu$ m)	40 000	25	40	2	160	seco	42
2	Tipo 1 ($\varnothing 200 \mu$ m)	60 000	38	40	2	240	seco	11
3	Tipo 2 ($\varnothing 400 \mu$ m)	30 000	38	40	2	120	seco	2
4	Tipo 2 ($\varnothing 400 \mu$ m)	30 000	38	40	2	120	MQL	4
Total =								59

No ensaio 1 os parâmetros de corte foram definidos através de uma redução de escala proporcional, tomando como base a comparação com parâmetros já conhecidos utilizados no macrocorte. No ensaio 2 a rotação foi elevada para 60 000 rpm, consequentemente v_c 38

m/min. No ensaio 3 foi utilizada uma ferramenta com o dobro do diâmetro das ferramentas utilizadas nos ensaios anteriores, optando-se por manter a mesma v_c utilizada no ensaio 3, reduzindo-se portanto a rotação e por fim no ensaio 4 foram adotados os mesmos parâmetros do ensaio 3, porém com a aplicação de fluido de corte através do método MQL.

O fluido de corte utilizado foi o Coolube 2210EP fabricado pela empresa UNIST®, pressão de ar de 33 psi (0,23 MPa) e vazão de 40,7 ml/h, calculados para que o jato excedesse a velocidade de corte da ferramenta afim de assegurar a utilização adequada do lubrificante na zona de corte. A Figura 3.13 ilustra o procedimento realizado e a direção da aplicação do fluido de corte.

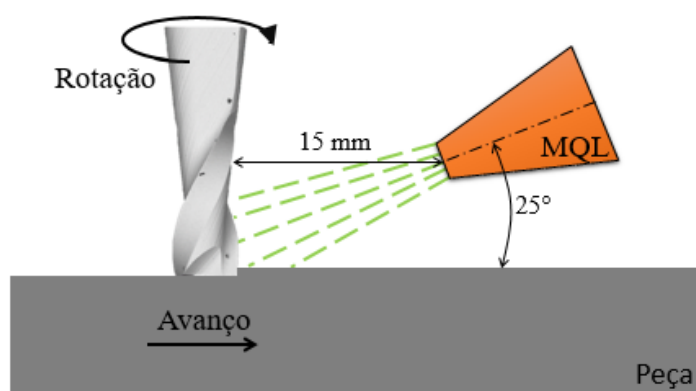


Figura 3.13 - Direção de aplicação do fluido de corte

3.6 Análise e medição do desgaste

Medir o desgaste no processo de microusinagem é uma tarefa muito difícil, pois não existem normas específicas para tal atividade. Por exemplo, a norma ISO 3685 (1993) menciona valores muito maiores do que os comumente utilizados em ferramentas na microusinagem. Desta forma, vários métodos de medição do desgaste foram testados, porém a dificuldade de obtenção da imagem da ferramenta exatamente na mesma posição e material aderido à superfície da ferramenta usada, impossibilitaram a utilização de métodos usados anteriormente por outros autores nesta área, visto que para o presente estudo, estes fatores poderiam em alguns casos impossibilitar a medição ou levar à obtenção de resultados não confiáveis. Portanto, para o presente trabalho foi desenvolvido o método detalhado a seguir, sendo considerado a forma mais adequada mediante as condições e recursos disponíveis.

Primeiramente, após a usinagem de cada microcanal, a ferramenta era retirada da microfresadora e novamente levada ao MEV. Afim de possibilitar a comparação, as imagens das ferramentas usadas foram obtidas nas mesmas posições e escala das ferramentas

novas. Para a medição do desgaste, o perfil da ferramenta nova foi desenhado sobre a imagem de topo da ferramenta, Fig. 3.14 (a), logo após, este perfil foi copiado para imagem da ferramenta desgastada onde dois tipos diferentes de desgaste foram analisados gradativamente ao longo da utilização da ferramenta. Estes desgastes foram medidos na superfície secundária de folga por meio da distância encontrada através da diferença do tamanho na ferramenta nova comparada à ferramenta usada, sendo o “Desgaste 1” equivalente ao desgaste projetado em uma linha na vertical, Fig. 3.14 (c), o “Desgaste 2” equivalente ao desgaste medido através de uma linha traçada a 45° a partir da interseção da projeção das linhas traçadas, conforme Fig. 3.14 (d). Para estas medições, utilizou-se o *software ImageJ 1.43*.

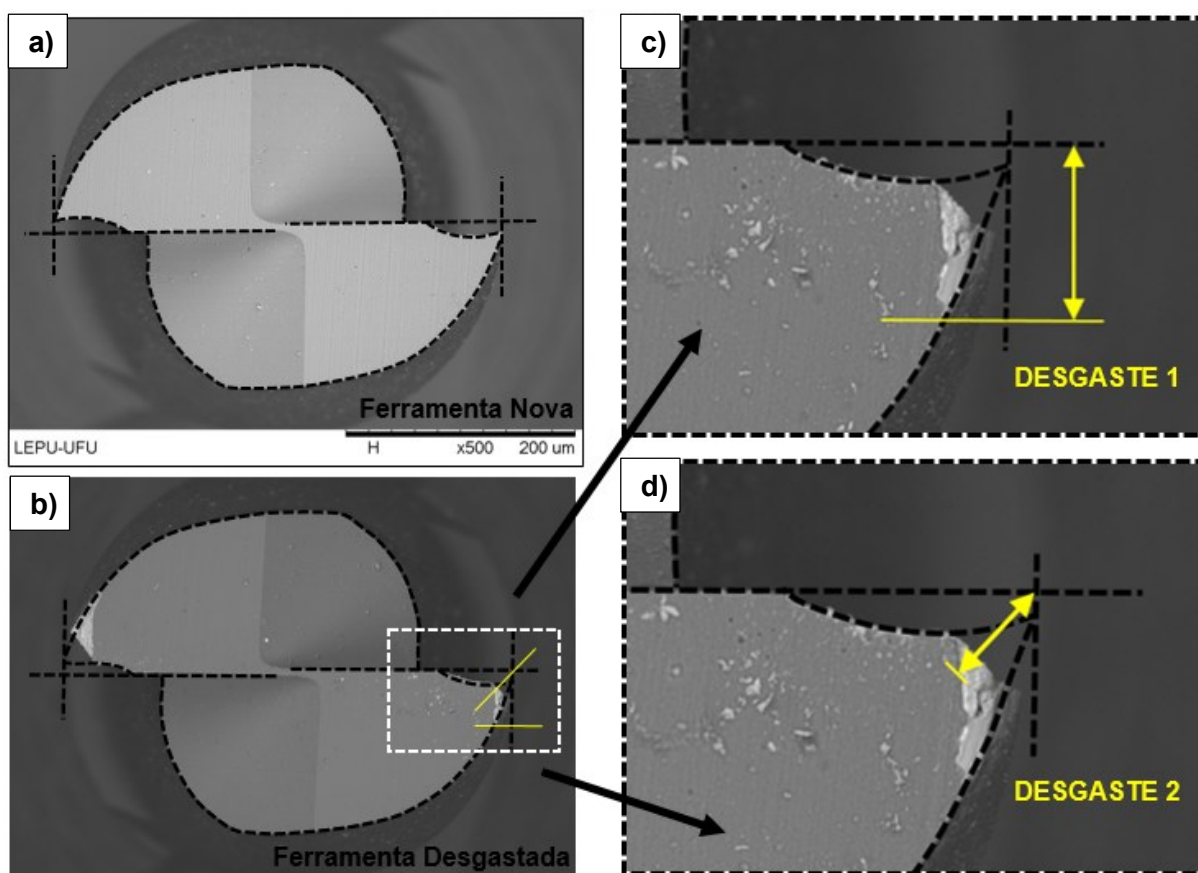


Figura 3.14 - Detalhamento da medição do desgaste da ferramenta

3.7 Medição da rebarba e geometria do canal

Para a medição da altura da rebarba, rugosidade média R_a , rugosidade média quadrática R_q e geometria do canal foi utilizado um perfilômetro Form Talysurf Intra 2 do

fabricante Taylor Hobson, com resolução de 16 nm na faixa de medição de 0,2 mm, mostrado na Fig. 3.15.

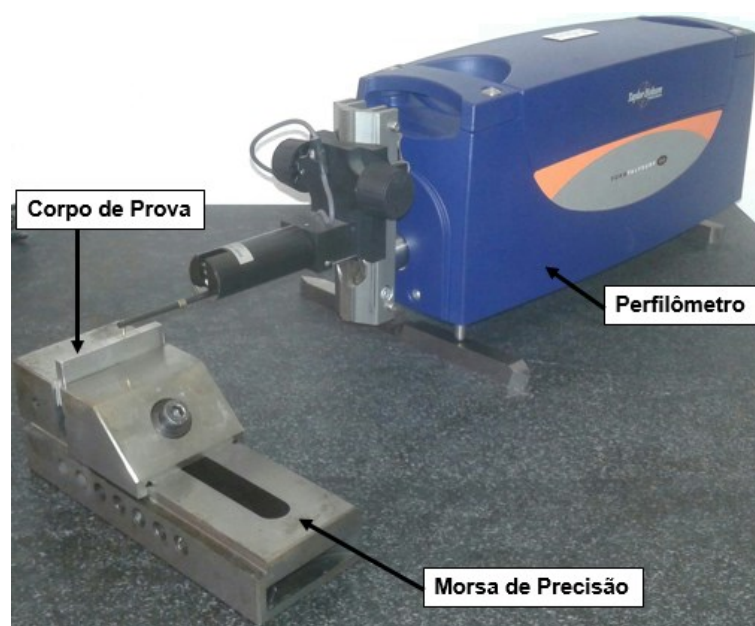


Figura 3.15 - Perfilômetro utilizado nos experimentos

A rebarba foi medida traçando-se uma linha de referência, considerada a superfície do corpo de prova, sendo o pico do início e do fim do canal identificados como a altura da rebarba, que representam consequentemente a rebarba do lado concordante e discordante (Fig. 3.16). Foram efetuadas 4 medições de altura de rebarbas ao longo de cada canal.

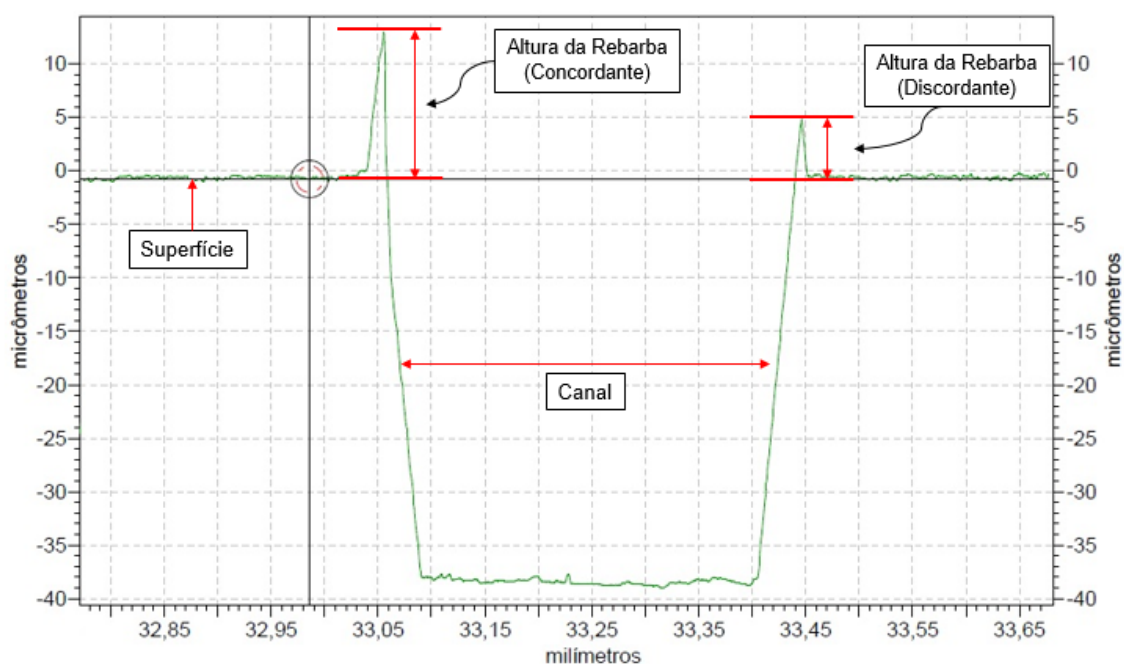


Figura 3.16 – Ilustração da obtenção da altura da rebarba

As rugosidades foram medidas apenas nos canais realizados pelas ferramentas com diâmetro 400 μm , visto que, para os canais realizados com as ferramentas de diâmetro 200 μm não era possível garantir o posicionamento do apalpador do perfilômetro (ponta de diamante e raio de ponta 2 μm) apenas no fundo do canal. Desta forma, as medições realizadas foram obtidas na direção de avanço, de forma que o apalpador passasse perpendicular às marcas da microfresa deixadas na superfície usinada, tomando-se o devido cuidado para que o apalpador percorresse seu trajeto apenas no fundo do microcanal. Foi utilizado um cut-off de 0,8 mm conforme definição da Norma ABNT NBR ISO 4287 (2002) como sendo adequado para rugosidades na faixa de 0,1 a 2 μm .

Sendo a rugosidade R_a a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem, apesar de sua ampla utilização, de acordo com Machado et al. (2011) este é considerado um parâmetro estável, que não recebe influência de efeitos ocasionais e nem a identificação de características importantes, como por exemplo superfícies geometricamente diferentes podem apresentar valores bem próximos de R_a . Por esta razão optou-se também pela avaliação do parâmetro R_q que se trata da raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem, afim de que pudessem ser ressaltados os valores dos picos e vales isolados ou esporádicos, sendo então mais sensível a variações de superfície.

3.8 Análise do cavaco e estimativa do grau de recalque

A análise dos cavacos na microusinagem é uma tarefa muito difícil devido à dificuldade de coleta e manipulação dos mesmos. Para coleta dos cavacos neste trabalho, uma fita de carbono era encostada levemente (para evitar esmagamento do cavaco) ao lado do canal usinado e posteriormente era analisado no MEV. Ressalta-se o fato de que a visualização dos cavacos a olho nu é praticamente impossível, sendo portanto um procedimento literalmente “às cegas” onde não se sabe ao certo o que está sendo coletado e nem a qualidade da amostra. Cavacos relativos a todos os ensaios foram analisados, exceto do ensaio 4, onde houve a utilização de fluido de corte, devido à impossibilidade de limpeza dos mesmos, visto que a condensação do fluido poderia danificar a lente do MEV.

A estimativa do grau de recalque do cavado foi realizada através da Eq. 2.3. As espessuras foram medidas através do *software ImageJ*, sendo utilizadas as imagens apresentadas a seguir, na Fig. 3.17 a espessura do cavaco representando os ensaios 1 e 2 (cavacos semelhantes) onde foram utilizadas ferramentas com $\varnothing$ 200 μm e a Fig. 3.18 relativa à espessura do cavaco no ensaio 3 (ferramentas com $\varnothing$ 400 μm). Para o ensaio 3, foi possível a medição da espessura praticamente no centro do cavaco, com comprimento

estimado de aproximadamente 450 μm , ou seja, bem próximo do comprimento teórico do cavaco total sem cortes 628 μm .

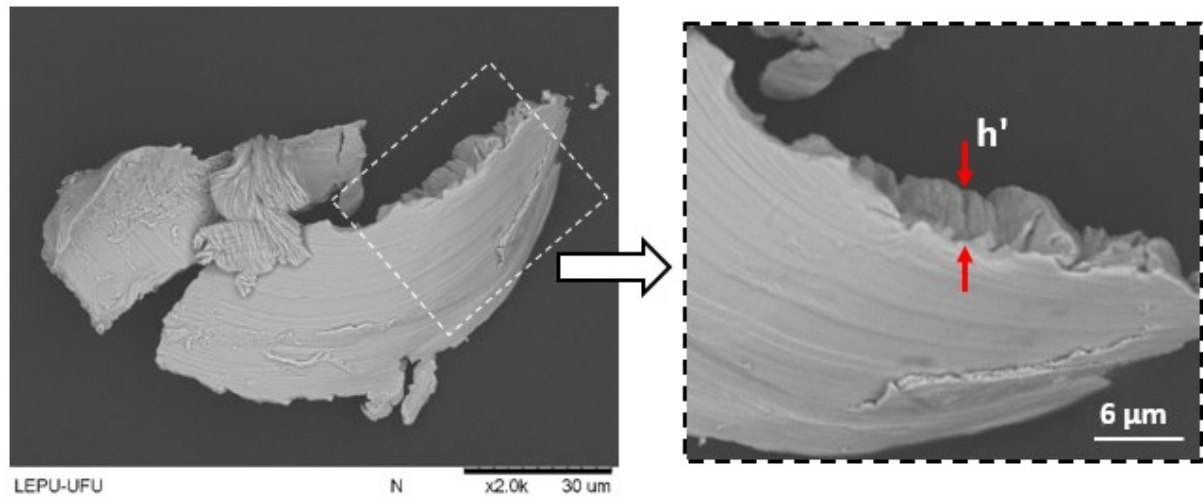


Figura 3.17 - Espessura do cavaco (ferramentas com $\varnothing$ 200 μm)

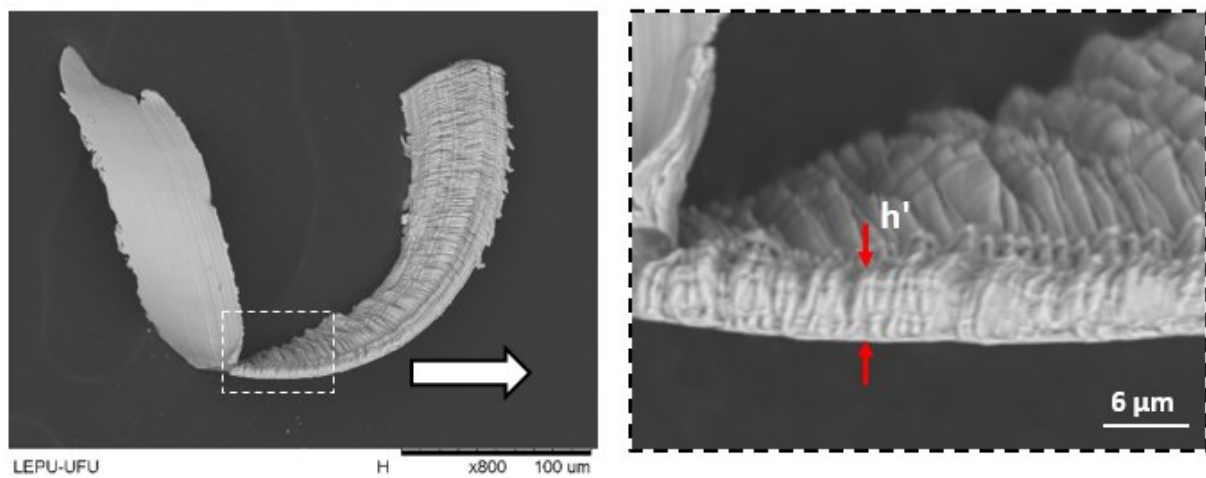


Figura 3.18 - Espessura do cavaco (ferramentas com $\varnothing$ 400 μm)

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados relativos a microusinabilidade do aço inoxidável duplex serão avaliados em função dos critérios apresentados neste capítulo, na seguinte ordem: desgaste da ferramenta, formação de rebarba, rugosidade superficial, superfície microusinada e, por fim, a formação de cavaco.

4.1 Análise do Desgaste da Ferramenta

Neste item serão expostos e discutidos os resultados obtidos no que se refere a evolução, formas e mecanismos de desgaste sofrido pelas ferramentas.

4.1.1 Evolução do desgaste

Na Figura 4.1 é mostrado a evolução dos dois tipos de desgaste 1 e 2, em função do comprimento usinado e suas respectivas imagens de topo (imagens ampliadas: Apêndice A), para os desgastes apresentados no ensaio 1, onde foi utilizado a menor velocidade de corte (25 m/min). Neste gráfico são apresentados os dados relativos a apenas uma das arestas, visto que o desgaste 1 e 2 apresentaram comportamento equivalente para as duas arestas de corte da microfresa.

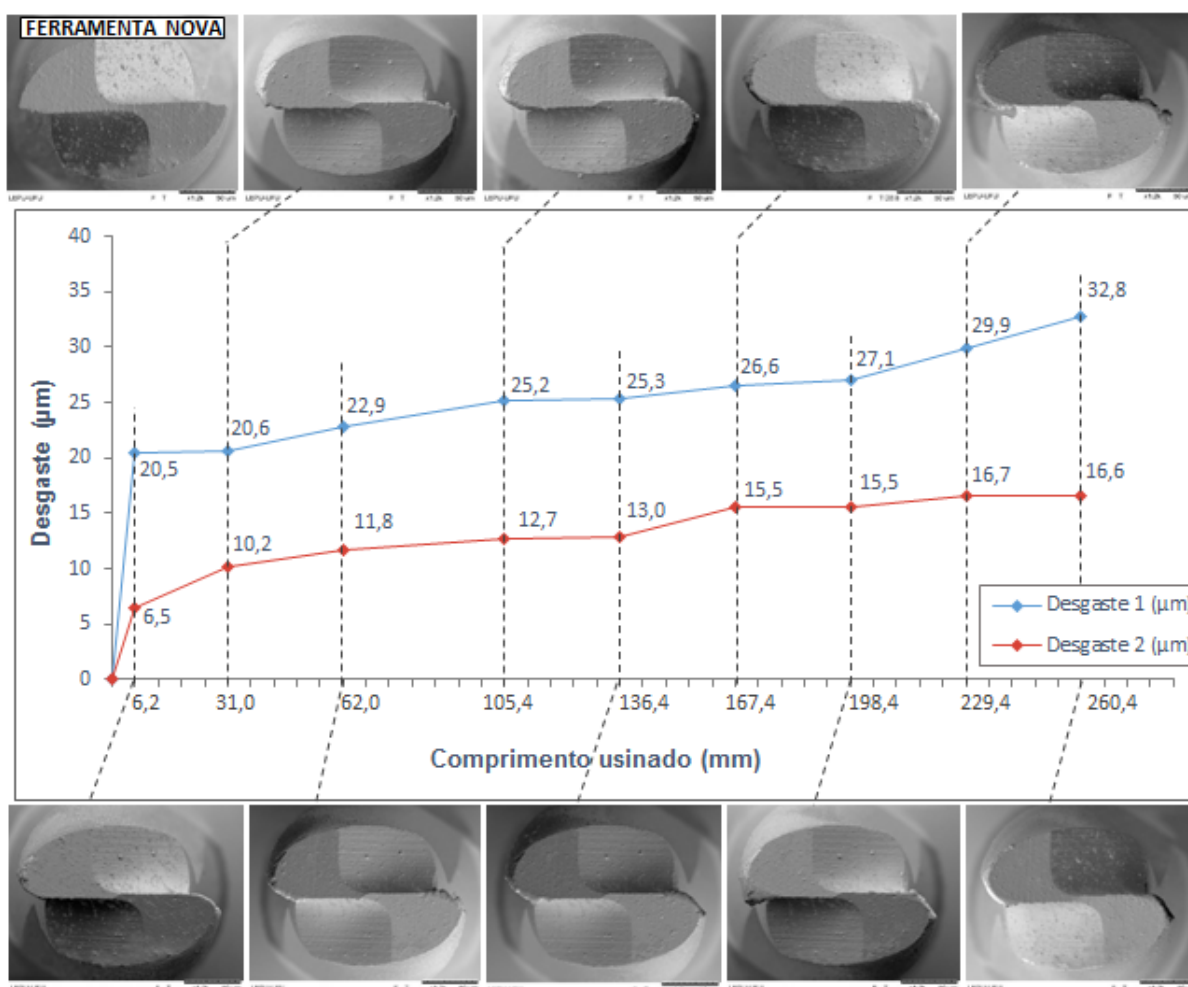


Figura 4.1 - Desgaste 1 e desgaste 2 em função do comprimento usinado no ensaio 1

Após o primeiro passe, o desgaste 1 alcançou 20,5 µm no comprimento usinado de 6,2 mm e o desgaste 2 alcançou 6,5 µm no mesmo comprimento usinado. Observou-se no início que o comportamento de ambos os desgastes apresentados pela microferramenta se assemelham ao comportamento típico da evolução de desgaste em ferramentas de corte na usinagem convencional, onde a princípio a ferramenta sofre um desgaste acelerado em função de sua adequação ao sistema tribológico envolvido e logo após passa a apresentar uma taxa de desgaste menor (MACHADO et al., 2011).

No desgaste 1 observou-se também que, após o alto desgaste inicial a ferramenta se desgastou com taxas baixas ao longo do comprimento usinado. Após o comprimento usinado de 198,4 mm observou-se indícios de que a ferramenta teria entrado no terceiro estágio onde se inicia uma aceleração do desgaste, com aumento acentuado desta taxa. No entanto, a ferramenta não quebrou após a usinagem do comprimento de 260,4 mm, mesmo apresentando um valor relativamente alto de desgaste (32,8 µm), comparado às

dimensões da ferramenta e visualmente já ter perdido toda a ponta das duas arestas de corte.

Já no que se refere ao desgaste 2, não foi possível a identificação das três regiões típicas de desgaste. Este apresentou valores menores que o desgaste 1, sempre com uma leve tendência ao aumento.

A princípio, o objetivo no ensaio 1 era a usinagem utilizando a mesma ferramenta, até que houvesse a identificação de uma avaria (quebra, lascamento ou trinca da aresta de corte), no entanto devido ao grande comprimento usinado sem a ocorrência deste fato, optou-se pelo encerramento deste ensaio. A figura 4.2 mostra a imagem de uma das arestas da ferramenta nova e após o 42º passe, onde é possível observar o desgaste visual da ferramenta, tendo a ponta completamente arredondada, consequentemente a ausência de afiação da aresta de corte. No entanto, não foi possível a determinação de um critério de fim de vida para a condição trabalhada neste ensaio. Acredita-se que a ferramenta nestas condições já não produza um canal com as especificações adequadas, porém não foi possível a medição da rugosidade no fundo do canal devido à pequena dimensão do mesmo, comparada às limitações do perfilômetro disponível.

Outro critério que poderia ser utilizado para determinação do fim de vida da ferramenta seria a formação de rebarba, no entanto ao observar a altura da rebarba formada (que será apresentada posteriormente), percebe-se que desde o primeiro canal a rebarba já é alta, tendendo a um leve aumento ao longo do comprimento usinado, porém com grandes oscilações em relação à altura média, não sendo portanto um fator conclusivo em relação a este aspecto. Santos (2016) menciona que na usinagem convencional o critério de fim de vida relativo ao desgaste, pode ser estabelecido como sendo seis vezes o valor do avanço e faz uma analogia aos resultados encontrados por ela na microusinagem, considerando esta relação também aplicável à microusinagem do aço inoxidável duplex UNS S32205. Deste modo, tomando o desgaste 2 como critério de comparação, visto que este pode ser comparado ao tipo de desgaste medido na literatura citada, o critério de fim de vida seria o valor de desgaste de 12 μm ou aproximadamente 62 mm usinados, representando apenas 23% do comprimento total usinado neste ensaio.

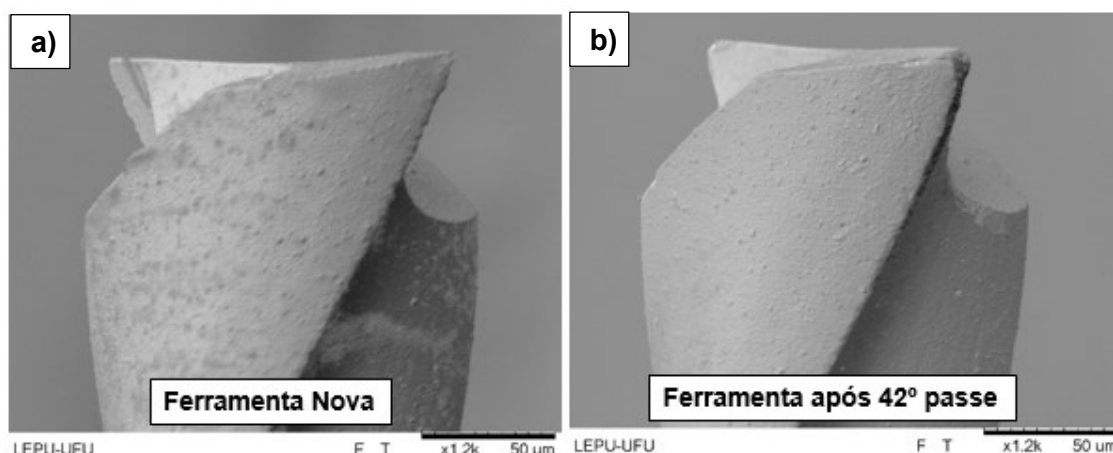


Figura 4.2 - Arestas da ferramenta utilizada em (a) nova e em (b) após o 42º passe.

Levando-se em consideração o ótimo desempenho em relação ao comprimento usinado obtido no ensaio 1, no ensaio 2 foram mantidos todos os parâmetros de corte utilizados, variando apenas a rotação utilizada passando a 60 000 rpm e consequentemente em função desta, o aumento da velocidade de corte para 38 m/min. Esperava-se um aumento do desgaste, visto que a velocidade de corte é o parâmetro mais influente no desgaste de ferramenta, sendo que o seu aumento é diretamente responsável pelo aumento da temperatura na região onde os cavacos são formados, acelerando assim, os mecanismos de desgaste (MACHADO et al. 2011). De acordo com Lee e Dornfeld (2005) a vida da ferramenta diminui à medida que a velocidade de corte aumenta, fato este que pode ser comprovado no ensaio 2, conforme ilustrado no gráfico apresentado na Fig. 4.3 onde é mostrado a evolução dos desgastes 1 e 2 de ambas as arestas visto que estas tiveram comportamentos diferentes quando comparadas entre si (imagens ampliadas: Apêndice B).

Nota-se já no início, um desgaste elevado na aresta 1, onde o desgaste 1 alcançou 50,1 μm com um comprimento usinado de 6,2 mm e o desgaste 2 alcançou 25,2 μm no mesmo comprimento usinado, sendo portanto aproximadamente 100% maiores que o desgaste para o mesmo comprimento usinado no ensaio 1. Já na aresta 2, os valores encontrados foram mais próximos do ensaio anterior, porém ainda superiores, onde o desgaste 1 alcançou 30,6 μm e o desgaste 2 alcançou 9,3 μm para um comprimento usinado de 6,2 mm. Para quase todos os desgastes, é possível observar que após o elevado desgaste inicial, a taxa de desgaste apresentou um leve aumento ao longo do comprimento usinado, o que seria equivalente as regiões I e II do gráfico de comportamento típico da evolução de desgaste.

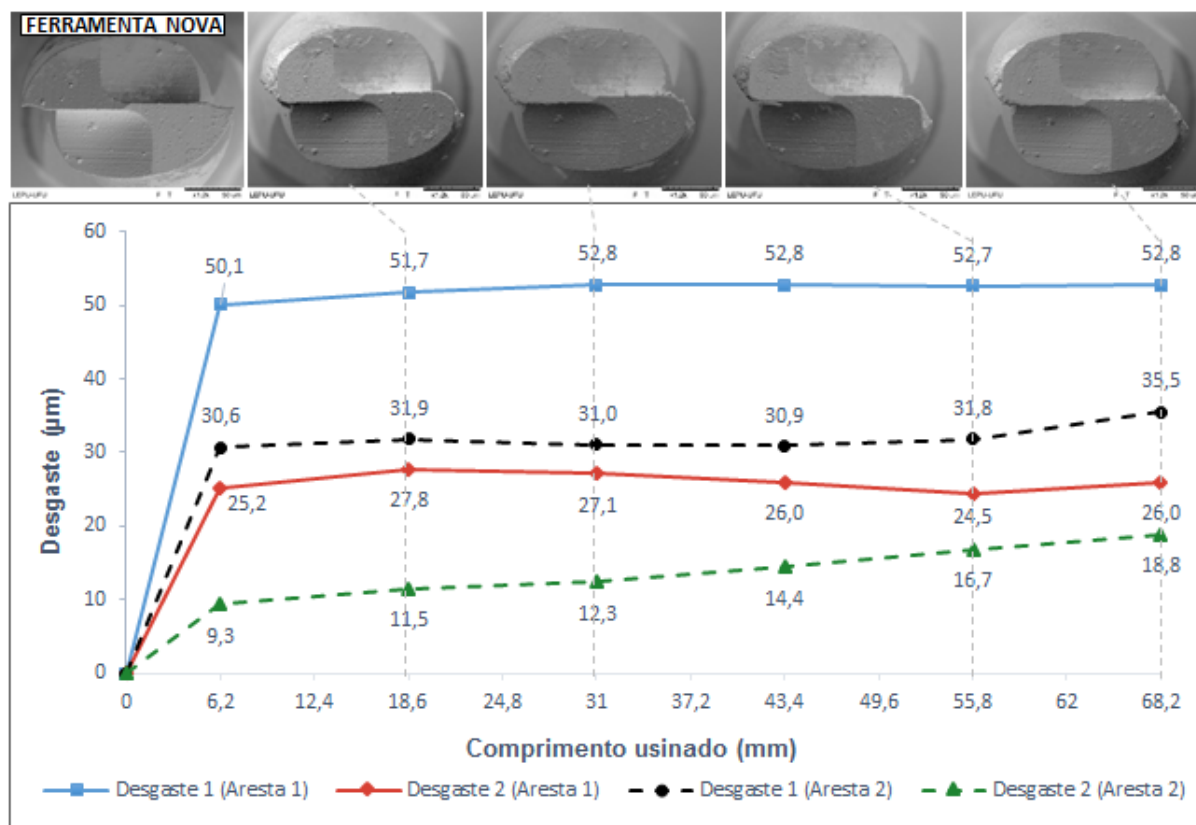


Figura 4.3 - Desgaste 1 e desgaste 2 (das 2 arestas de corte) em função do comprimento usinado no ensaio 2

A princípio o elevado desgaste da aresta 1 não foi avaliado como uma avaria da ferramenta, sendo usinado o comprimento total de 68,2 mm referentes a 11 passes. No entanto ao observar as imagens da aresta 1 no MEV após o 11º passe (Fig. 4.4) e constatado o grande volume desgastado, foi possível a suposição de que talvez a ferramenta tenha quebrado a ponta, ao invés de apenas desgastado. Destaca-se aqui novamente as dificuldades inerentes ao processo para a manipulação e obtenção de imagens da ferramenta, aliado ao fato de que outras informações como a imagem do canal, altura da rebarba e rugosidade (de acordo com o experimento proposto e a forma de trabalho estipulada) só puderam ser avaliados depois da realização de todos os ensaios programados, quando a peça de trabalho foi retirada da morsa de precisão.

Posteriormente, ao avaliar a imagem do canal e medir a altura da rebarbas, não se tem informações necessárias para supor o momento da quebra, visto que as rebarbas formadas são equivalentes às rebarbas do ensaio 1 (onde não houve quebra), portanto a altura das mesmas se encontram dentro do esperado, conforme será detalhado posteriormente no item destinado a estas análises. No entanto tomando como base a

analogia descrita anteriormente, proposta por Santos (2016), já no primeiro passe a ferramenta poderia ser considerada como no fim de vida, visto que o desgaste medido é muito superior ao proposto como avaliação deste critério.

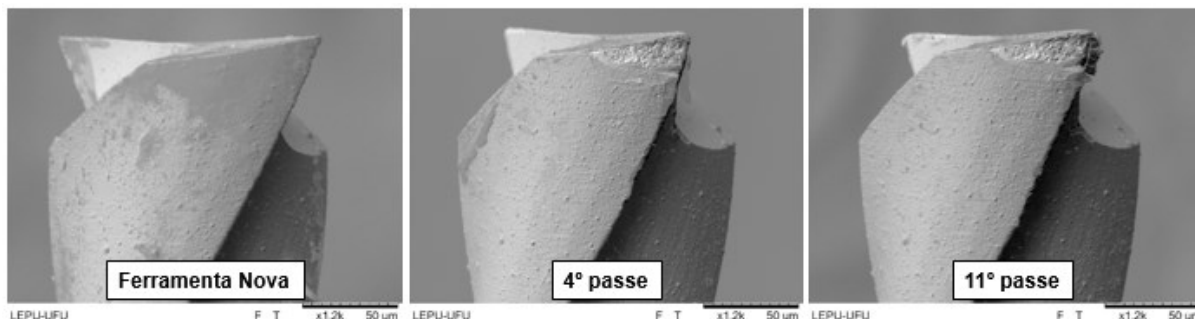


Figura 4.4 - Evolução do desgaste da aresta 1

O ensaio 3 teve como objetivo a avaliação da mesma velocidade de corte (38 m/min), utilizando ferramentas equivalentes do mesmo fornecedor (mesmo material e revestimento), porém com diâmetro de 400 μm . Para tanto manteve-se todos os parâmetros de corte alterando-se apenas a rotação para 30 000 rpm. Na Figura 4.5 pode ser observado a evolução dos desgastes 1 e 2 das duas arestas (após o comprimento usinado de 12,4 μm), onde é possível a identificação de comportamento análogo ao apresentado no ensaio 2, em que uma das arestas se desgasta mais que a outra, comprometendo todo desempenho da ferramenta (imagens ampliadas: Apêndice C). Para este caso a aresta 2 apresentou maiores valores, onde o desgaste 1 alcançou 75,1 μm e o desgaste 2 alcançou 26,6 μm . Na aresta 1 o desgaste 1 alcançou 42,6 μm e o desgaste 2 alcançou 20,6 μm .

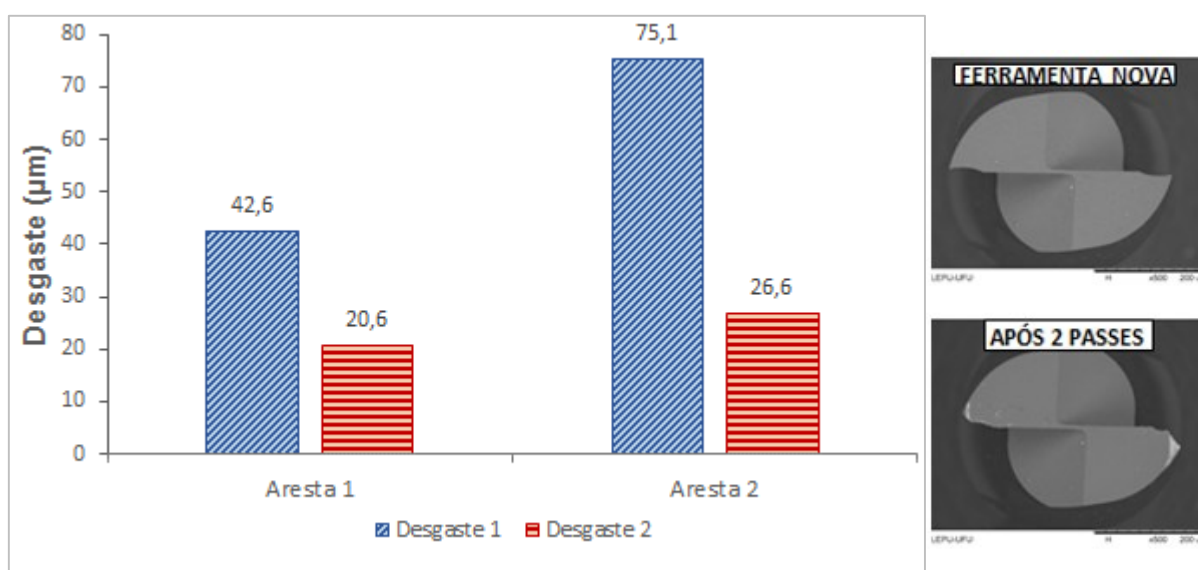


Figura 4.5 - Desgaste 1 e desgaste 2 (das 2 arestas de corte) no ensaio 3

Diferentemente do ocorrido no ensaio anterior, neste ensaio foi possível a identificação de sinais que suportam a afirmação do local exato (na peça) onde a ferramenta quebrou sua ponta, sendo possível a identificação deste fato através da mudança no tipo da rebarba de topo, do surgimento da rebarba interna e de marcas de avanço deixadas na superfície do fundo do canal (explicados em detalhes posteriormente). A Figura 4.6 apresenta o segundo canal usinado por esta ferramenta, com destaque para comprimento usinado (antes da avaria) de aproximadamente 1,8 mm (medido através do MEV). Desta forma foi possível o estabelecimento do comprimento usinado de 8 mm (6,2 mm + 1,8 mm) como sendo a vida útil da ferramenta nestas condições. No entanto, mais testes seriam necessários para a suposição deste comprimento como sendo um critério de fim de vida, visto que a quebra ocorreu de forma prematura ao esperado, comparando-se ao desempenho deste mesmo tipo de ferramenta no ensaio 1.

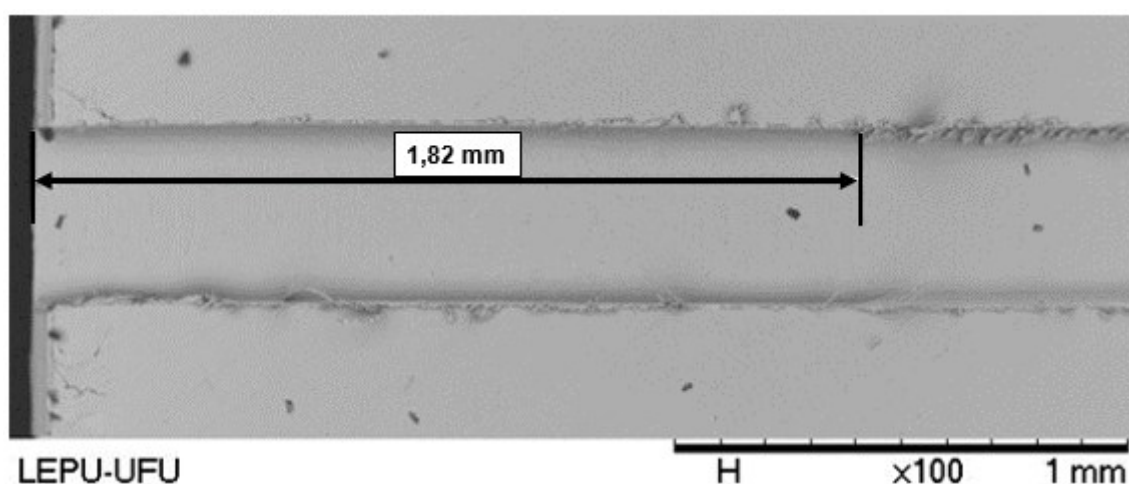


Figura 4.6 - Comprimento de corte usinado antes da quebra da ferramenta

Comparando os ensaios 2 e 3 em que foram utilizadas a mesma velocidade de corte (38 m/min), com ressalva para o fato do uso de ferramentas com diâmetro diferente, é possível a observação de um comportamento muito semelhante em relação ao desgaste/quebra das arestas da ferramenta. A Figura 4.7 apresenta a comparação das imagens do desgaste de ambas as ferramentas na superfície principal de folga e posteriormente na superfície secundária de folga. Sabe-se que o fresamento é caracterizado pela elevada exigência de tenacidade da ferramenta de corte, mesmo a ferramenta de metal duro sendo considerada com boa tenacidade, a cada giro suas arestas sofrem um impacto na entrada do corte, causado pela mudança súbita de carga zero, no ciclo inativo, para a carga total de natureza compressiva (MACHADO et al. 2011). Portanto, com as altas rotações adotadas na microusinagem a ferramenta irá experimentar um número muito maior

de impactos por minuto, podendo levar a quebra da ferramenta por choque mecânico. Outro ponto a ser observado é que o aumento teórico da temperatura proveniente de uma maior velocidade de corte, (comparada a utilizada no ensaio 1) pode ter diminuído a resistência da ferramenta, fato este comprovado na macrousinagem, mas que porém necessita de estudos mais aprofundados na microusinagem devido à dificuldade de se medir as temperaturas na zona de corte em função das pequenas dimensões envolvidas no processo.

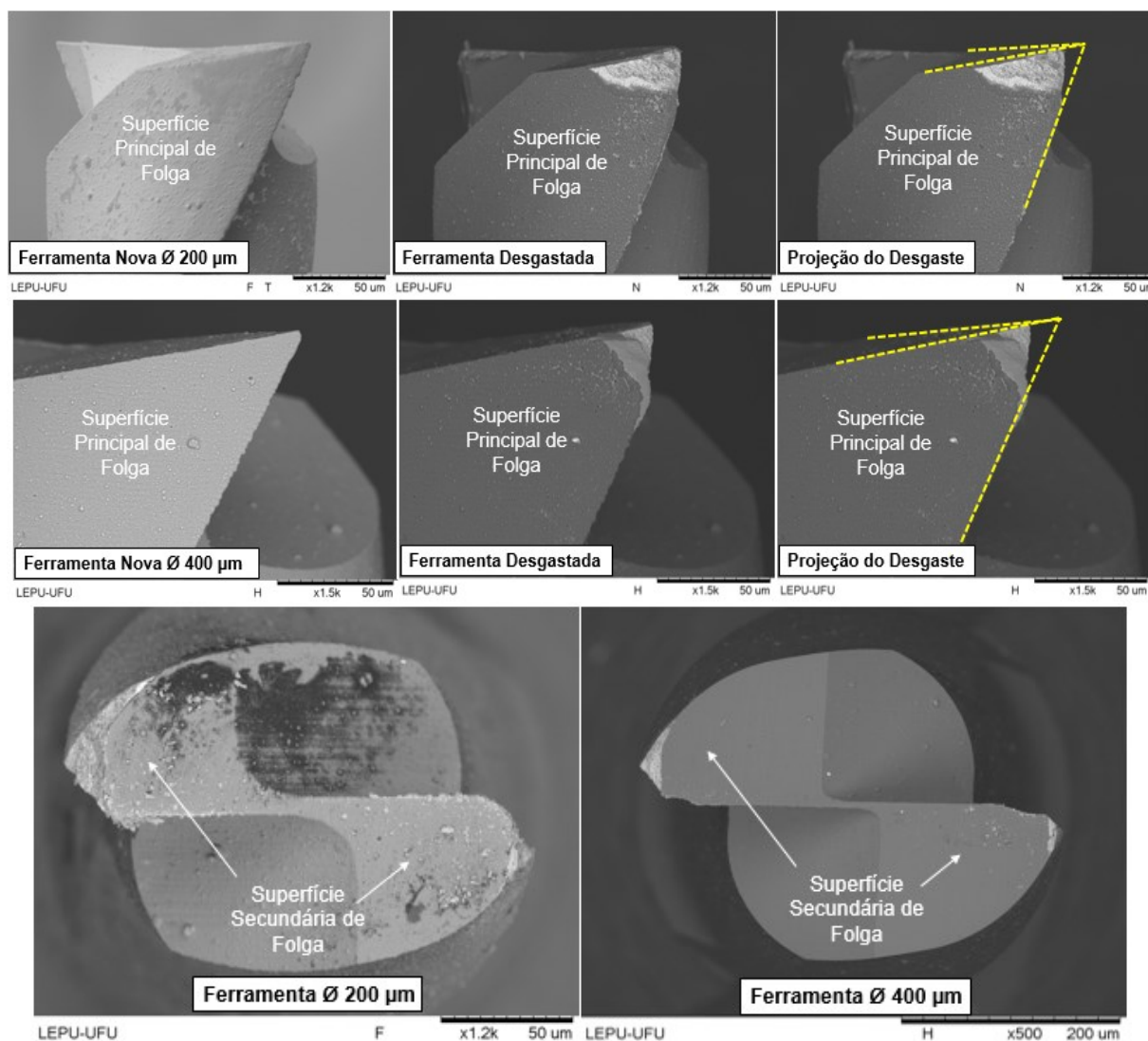


Figura 4.7 - Comparação da ferramenta nova com a ferramenta desgastada e das semelhanças entre o desgaste apresentado nas ferramentas com diâmetros de 200 µm e 400 µm, respectivamente.

No ensaio 4 foram mantidos os mesmos parâmetros de corte do ensaio anterior, porém utilizando fluido de corte pelo método MQL. A Figura 4.8 apresenta o comportamento

dos desgastes 1 e 2 de apenas uma das arestas visto que ambas as arestas apresentaram comportamento análogo (imagens ampliadas: Apêndice D).

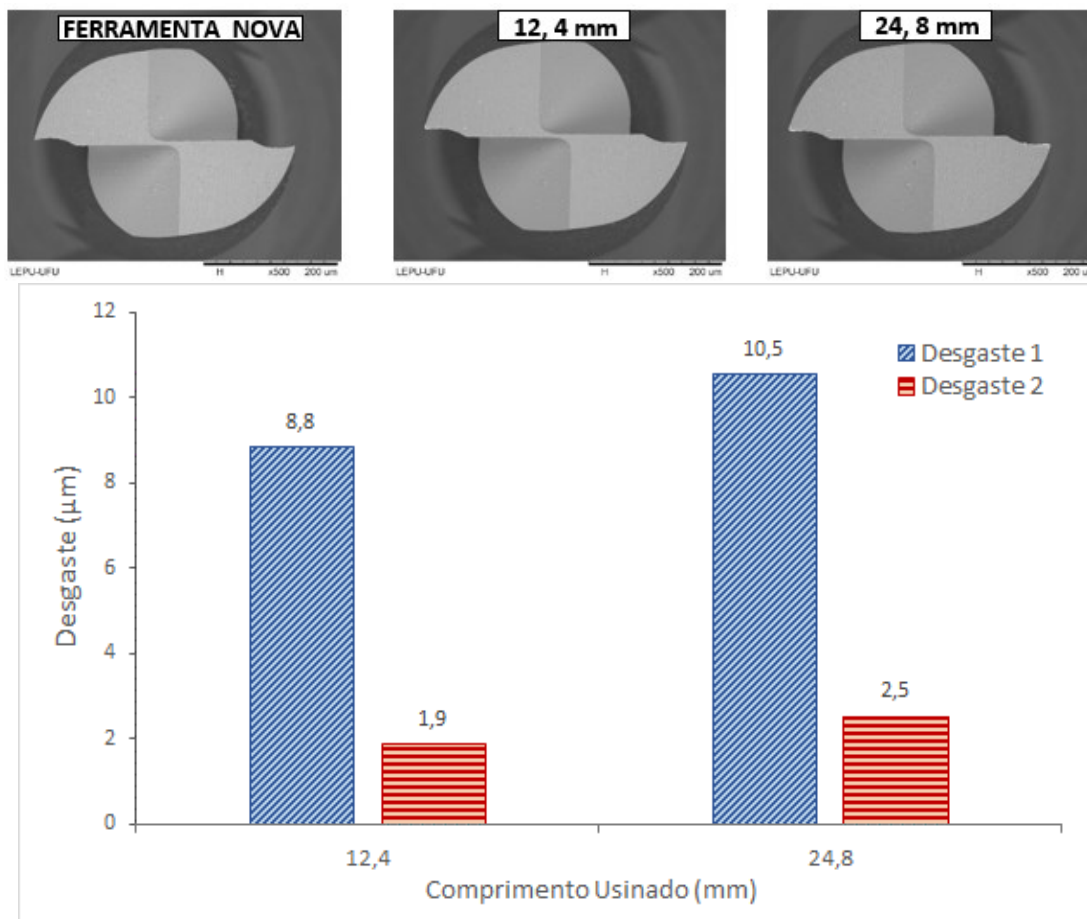


Figura 4.8 - Desgaste 1 e desgaste 2 (das 2 arestas de corte) em função do comprimento usinado no ensaio 4

É possível notar que a utilização do fluido de corte teve contribuição significativa, visto que os dois tipos de desgaste medidos apresentaram valores mínimos quando comparados aos ensaios anteriores, inclusive nas imagens do topo da ferramenta mostradas na figura, praticamente não se identifica a área desgastada. O desgaste 1 alcançou 8,8 μm após o comprimento usinado de 12,4 mm e o desgaste 2 alcançou 1,9 μm neste mesmo comprimento. Comparando-se este resultado ao apresentado para mesmo o comprimento de corte usinado no ensaio 3, levando-se em consideração apenas os desgastes da aresta 1 (que não quebrou a ponta), é possível constatar uma redução de aproximadamente 79% no valor do desgaste 1 medido e de 91% no valor do desgaste 2. Afim de constatar o resultado obtido, foram realizados mais dois passes com a mesma ferramenta, que manteve um baixo acréscimo de desgaste e principalmente a constatação de que não houve a quebra da ponta da ferramenta, mantendo praticamente a mesma geometria da ferramenta nova. A utilização

do fluido de corte beneficiou também a diminuição da altura da rebarba, evitou a formação de APC e consequentemente a melhoria da rugosidade do fundo do canal usinado. Portanto, pode-se concluir que o uso do fluido de corte foi eficiente, conforme descrito na literatura, contribuindo para a redução do atrito e da área de contato ferramenta/cavaco (MACHADO et al. 2011).

Ressalta-se que, os parâmetros mencionados aqui como beneficiados pela utilização do fluido de corte serão apresentados de forma detalhada posteriormente, ao longo deste trabalho.

4.1.2 Formas e Mecanismos de Desgaste da Ferramenta

A Figura 4.9 apresenta a evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga, relativa ao ensaio 1 (imagens ampliadas: Apêndice A). Nota-se que, logo após o primeiro passe, já é possível a observação da forma de desgaste descrita por Shaw (1986) como desgaste de ponta, onde a ponta normalmente pontiaguda da ferramenta, sofre um arredondamento, tornando-se cada vez menos afiada. Ressalta-se que ambas as arestas tiveram resultados semelhantes, sendo apresentadas as imagens apenas da aresta 2.

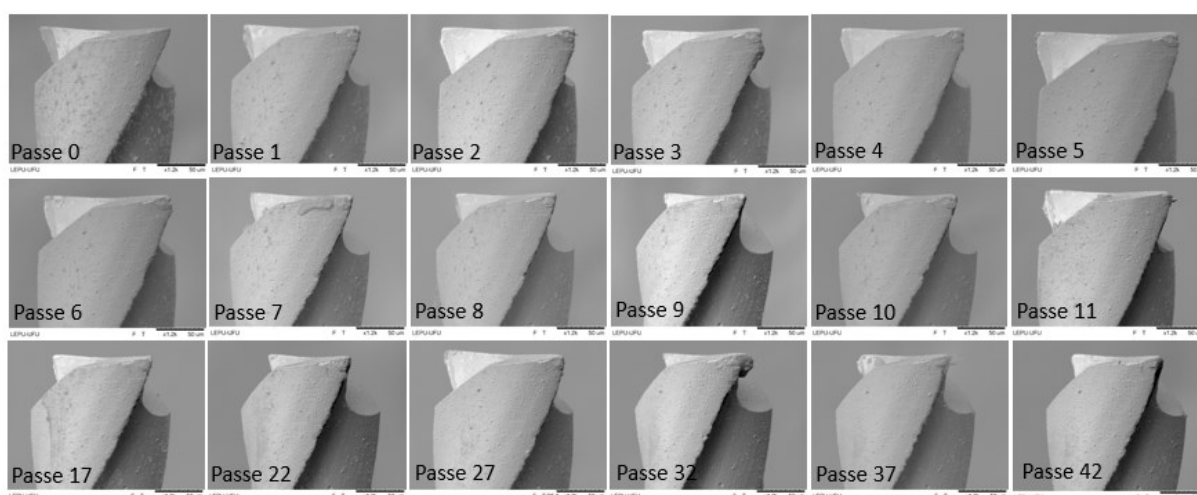


Figura 4.9 - Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga (ensaio 1)

A Figura 4.10 (a) apresenta uma ampliação da ferramenta observada no MEV após o passe 32, onde observa-se na superfície principal de folga um desgaste similar ao desgaste

de flanco (ampliado na Fig. 4.10.c) conforme descrito anteriormente no Capítulo I deste trabalho, neste caso causado pela saída do cavaco.

Em algumas das imagens mostradas na Fig. 4.9 é possível a observação de material aderido na aresta de corte, principalmente após o passe 32, indicando a ocorrência do mecanismo de desgaste por adesão (ou *attrition*). O uso de baixas velocidades de corte, como por exemplo a velocidade utilizada neste ensaio (25 m/min) é sugerido por Trent e Wright (2000) como característica relevante onde o fluxo de material sobre a superfície da ferramenta se torna irregular, tornando este mecanismo dominante. Machado et. al (2011) afirmam ainda que a adesão pode ocorrer com ou sem a presença de aresta postiça de corte (APC), porém apesar da aparência semelhante a esta mostrada na Fig. 4.10 (a) e (b), quando observadas as imagens da superfície do canal usinado (Fig. 4.10.d) percebe-se que não há indícios de presença de partículas de APC na superfície do fundo do canal após o 32º passe e nem ao longo de todos os outros canais realizados com esta ferramenta, sendo este assunto tratado em detalhes posteriormente neste trabalho.

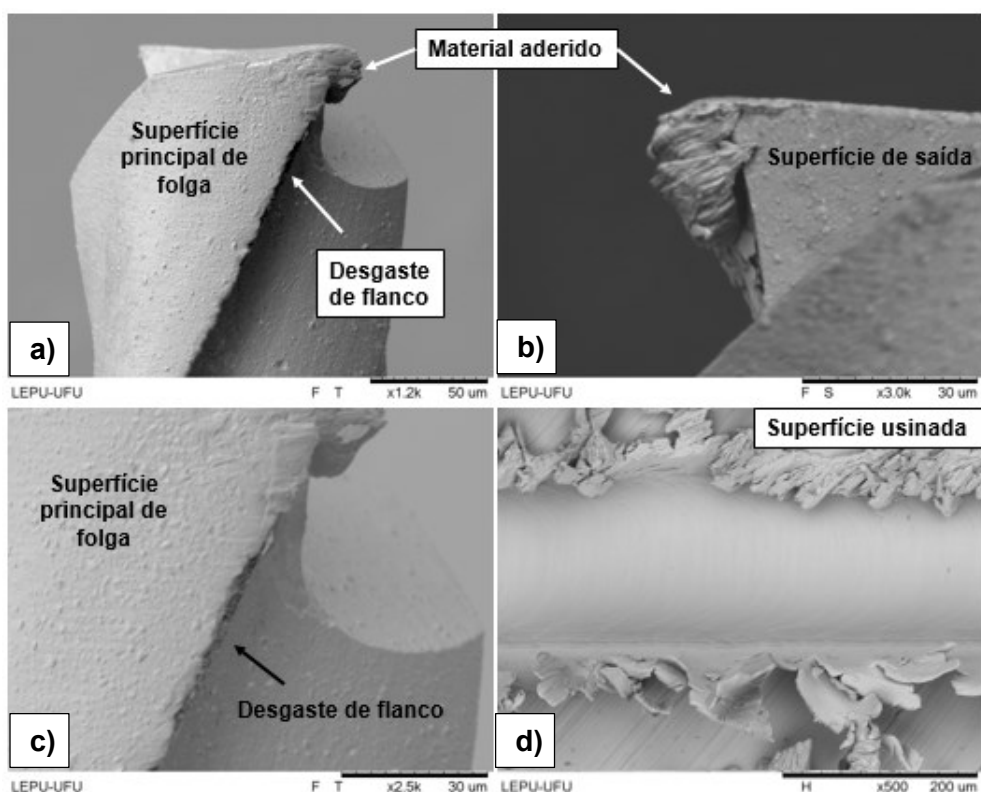


Figura 4.10 - Imagens da ferramenta e do canal usinado no ensaio 1

A Figura 4.11 apresenta a evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga, relativa ao ensaio 2 (imagens ampliadas: Apêndice B). O desgaste da aresta 1 (Fig. 4.11.a) teve o comportamento muito semelhante ao descrito anteriormente

para o ensaio 1 no que se refere às formas e ao mecanismo de desgaste por adesão, mesmo tendo sua velocidade de corte aumentada para 38 m/min (que ainda é considerada baixa), no entanto o desgaste de flanco apresentou-se um pouco mais acentuado, resultado este semelhante ao encontrado na macrousinagem, onde esta forma de desgaste é incentivada também pelo aumento da velocidade de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013). Já a aresta 2 (Fig. 4.11.b) apresentou desgaste excessivo, possivelmente provocado também pelo mecanismo de adesão, onde, segundo Machado et al., (2011) fragmentos microscópios são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface. Sugere-se que desta forma a ferramenta tenha perdido parte da ponta, sendo arrancada uma pequena porção da junção entre a superfície principal de folga e secundária de folga.

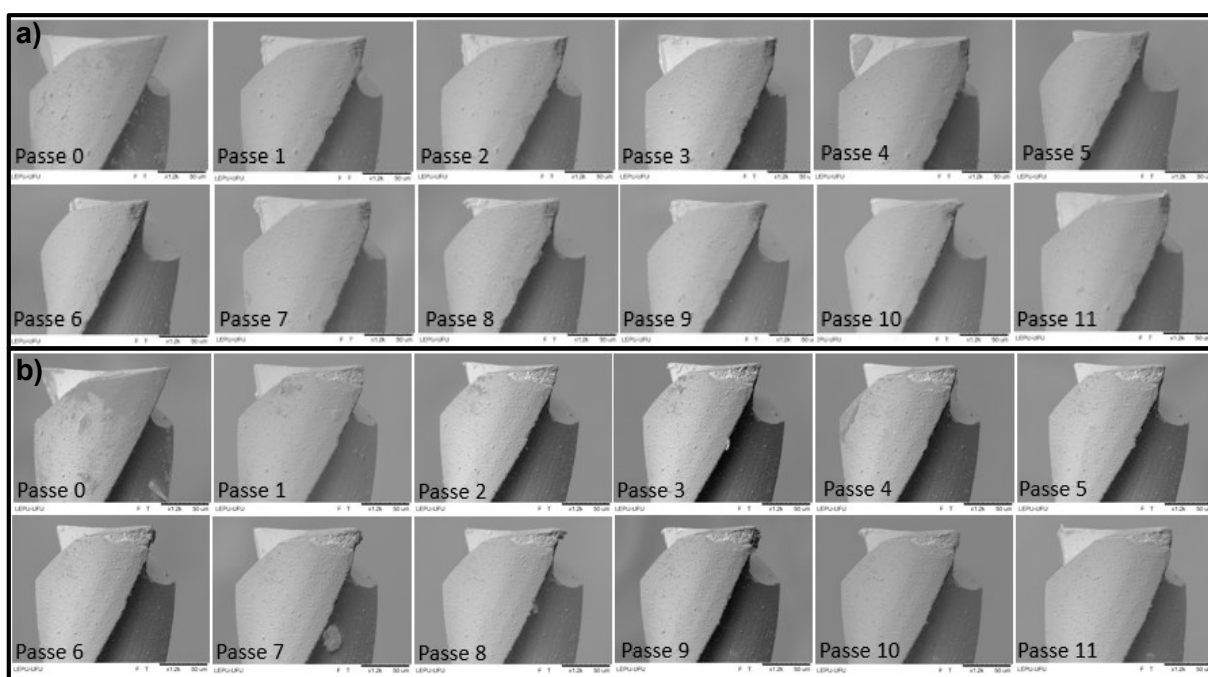


Figura 4.11- Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga, em (a) aresta 1 e (b) aresta 2 (ensaio 2)

A Figura 4.12 é apresenta a evolução do desgaste da microferramenta, relativa ao ensaio 3 (imagens ampliadas: Apêndice C). Conforme comentado anteriormente o desgaste relativo ao ensaio 3 foi muito semelhante ao ensaio 2, sendo sugerido portanto as mesmas suposições feitas em relação ao ensaio 2. Na figura 4.12 (c) é possível observar uma área de aparência áspera, característica do mecanismo de desgaste por adesão. Outro detalhe relativo a este ensaio é que, através da observação da superfície usinada (que será apresentada em seção específica) há indícios de formação de APC desde o primeiro canal

(onde a ferramenta ainda não tinha perdido a ponta), podendo esta ter favorecido a ocorrência do mecanismo de adesão, onde o fluxo de fragmentos de APC, de tempos em tempos, arrasta consigo material da ferramenta, podendo ter contribuído efetivamente para a perda da ponta da ferramenta.

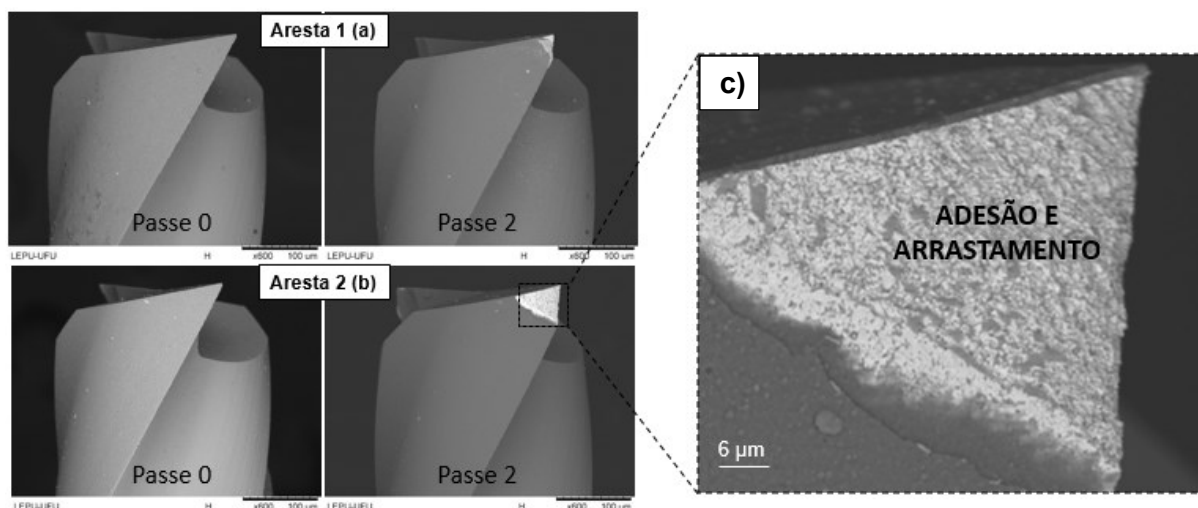


Figura 4.12 - Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga, em (a) aresta 1, (b) aresta 2 e (c) ampliação da superfície desgastada (ensaio 3)

A Figura 4.13 apresenta a evolução do desgaste de uma das arestas da microferramenta na superfície principal de folga, relativa ao ensaio 4 (imagens ampliadas: Apêndice D). Como mencionado anteriormente a utilização do fluido de corte diminuiu consideravelmente o desgaste da ferramenta, resultado este semelhante ao encontrado na macrousinagem, onde de acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2013) a utilização adequada do fluido de corte tem grande influência na diminuição do desgaste.

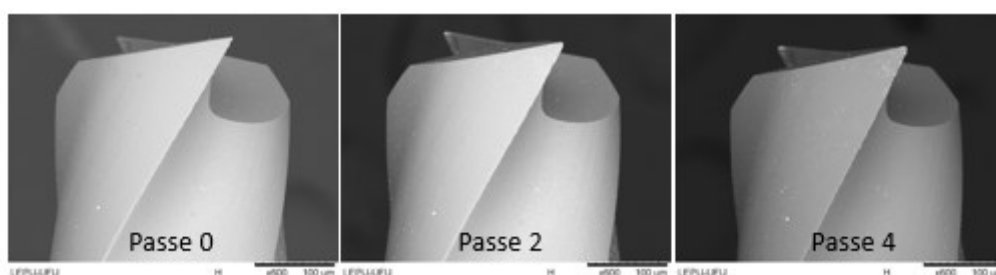


Figura 4.13 - Evolução do desgaste da microferramenta na superfície principal de folga (ensaio 4)

4.2 Análise da Formação de Rebarba

As rebarbas, além de serem uma projeção indesejada nas bordas das peças, causadas pela deformação plástica ocorrida no processo de usinagem, são também o resultado de um fenômeno periódico e cíclico, portanto considerado um parâmetro de difícil avaliação, principalmente por serem influenciadas por diversos fatores, tais como: parâmetros de corte, propriedades do material usinado, desgaste e geometria da ferramenta de corte, entre outros.

Para facilitar o entendimento serão apresentados gráficos com os valores médios das medições efetuadas. Não será considerado o desvio padrão das medições, levando-se em consideração que a medição é feita de forma aleatória e conforme pode ser observado na Fig. 4.14, em alguns pontos o apalpador pode passar exatamente em cima de uma determinada rebarba como demonstrado em (A), apresentando um valor alto e logo ao lado em (B) o apalpador pode percorrer uma trajetória passando por um ponto onde praticamente não exista rebarba. Sendo este fenômeno considerado normal, visto que, de acordo com Ávila e Dornfeld (2004) a formação de rebarbas, principalmente no fresamento é considerado um fenômeno com elevado grau de liberdade devido à grande quantidade de fatores de influência. Desta forma, primeiro será apresentado uma análise da altura da rebarba de topo e, em seguida, a forma e o tipo de rebarba apresentados.

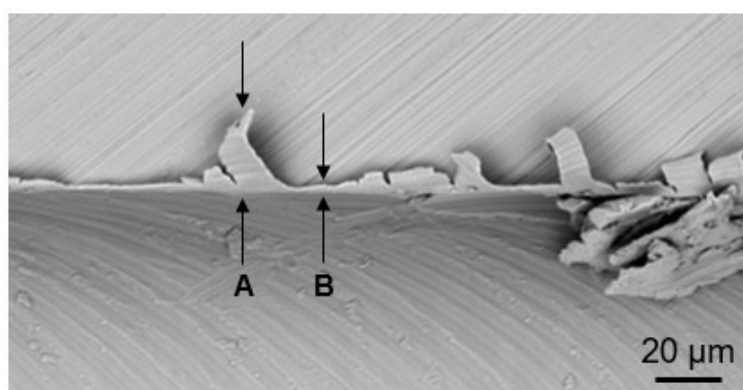


Figura 4.14 - Ilustração sobre as possibilidades de medição de rebarba, em (a) alta rebarba e em (b) rebarba praticamente inexistente

4.2.1 Análise da altura da rebarba de topo dos microcanaís

Para facilitar a análise, primeiro serão apresentados os resultados relativos aos ensaios 3 e 4, onde foram utilizadas ferramentas com $\varnothing 400 \mu\text{m}$ (com e sem fluido de corte)

e posteriormente serão apresentados os resultados relativos aos ensaios 1 e 2 que utilizaram ferramentas com $\varnothing$ 200 μ m (rotação: 40 000 rpm e 60 000 rpm, respectivamente).

A figura 4.15 mostra o gráfico relativo aos ensaios 3 e 4. Observa-se nos dados relativos ao ensaio 4, que a altura da rebarba do lado onde o fresamento é discordante varia de 2,1 μ m a 5,6 μ m e a altura da rebarba do lado onde o fresamento é concordante varia de 4,1 μ m a 10,7 μ m. Nos dados relativos ao ensaio 3, a altura da rebarba do lado discordante variou de 2,9 μ m a 7,0 μ m, enquanto que no lado concordante a mesma variou de 7,7 μ m a 8,7 μ m. Em todos os casos a altura da rebarba do lado concordante apresentou valores maiores que o lado discordante, resultado este semelhante ao encontrado por Aramcharoen e Mativenga (2009) no microfresamento de aço ferramenta H13 endurecido (45 HRC) e também por Lee e Dornfeld (2002) no microfresamento de alumínio e cobre. A maior altura da rebarba concordante, comparada à discordante pode ser explicada pela quantidade de material que é empurrada na frente da aresta de corte e na direção da força de corte, como resultado da rotação da ferramenta. A direção efetiva da força de corte sobre o material é distante do lado discordante e em direção ao lado concordante, o que explica a direção da deformação do material (LEE; DORNFELD, 2002).

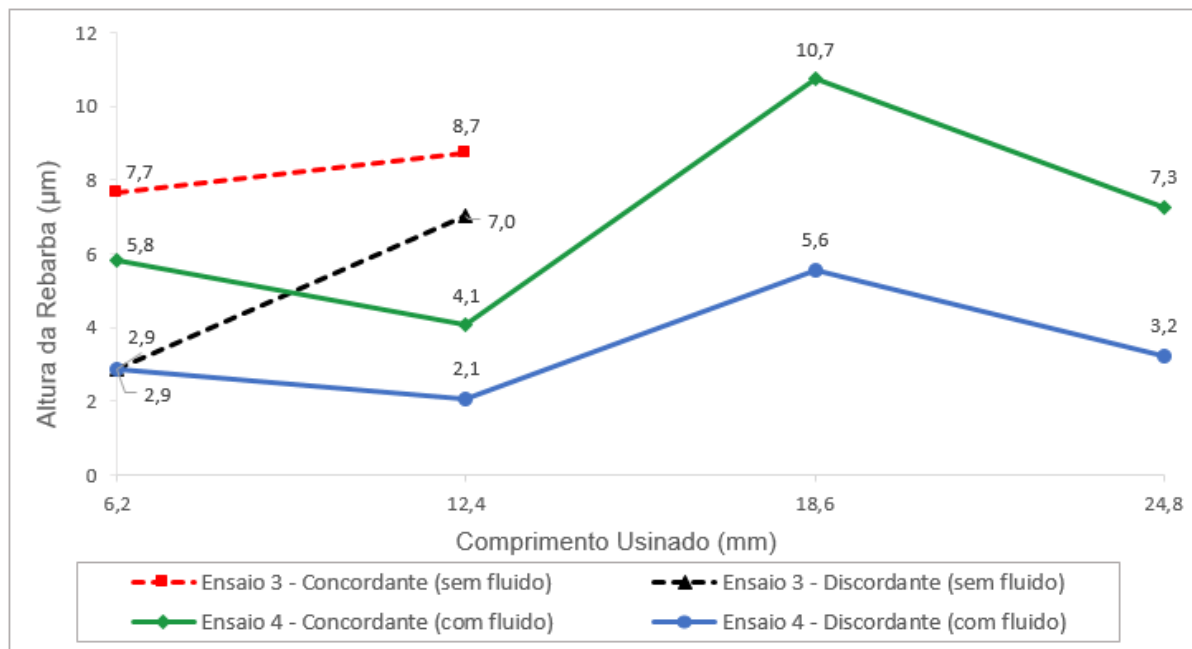


Figura 4.15 - Variação da altura da rebarba dos microcanais nos ensaios 3 e 4, utilizando ferramentas com $\varnothing$ 400 μ m (com e sem fluido de corte)

Observando na Fig. 4.15 o comprimento usinado em dois passes (6,2 mm e 12,4 mm) e fazendo uma comparação direta entre os ensaios 3 e 4, nota-se que de maneira geral, as

rebarbas do ensaio 3 (sem fluido) apresentam-se maiores do que as rebarbas do ensaio 4 (com fluido), em aproximadamente 60% do lado concordante e 50 % do lado discordante (em média). Conforme mencionado por Da Silva (2011) o fluido de corte tem como função a lubrificação e refrigeração do conjunto peça/ferramenta e quando não utilizado, a elevada temperatura atingida pela peça poderá proporcionar alterações nas suas propriedades, aumentando a deformação plástica do material, consequentemente a formação de rebarbas. No entanto para ambos os ensaios não se pode atribuir uma relação direta entre a altura da rebarba e o desgaste da ferramenta, visto que, em alguns passes a altura da rebarba apresenta um determinado valor, nos passes subsequentes ela aumenta e posteriormente volta a diminuir, ou seja, mesmo com a evolução gradativa do desgaste este parâmetro pode variar muito ao longo dos ensaios, ou ainda pode ser mascarado em função dos recursos utilizados ou pela forma e disposição com que a rebarba se apresenta, conforme ilustrado na Fig. 4.16. Em (a) a rebarba se dobra e sua altura diminui (da forma como é medida), em (b) a rebarba se apresenta paralela à superfície do topo do canal, sua altura pode parecer menor ou igual as demais, mesmo com um tamanho superior a estas, e ainda em (c) a rebarba pode estar posicionada perpendicular à superfície do topo do canal, e caso a ponta do apalpador do perfilômetro passe neste ponto, sua altura será muito mais alta quando comparada ao exemplo anterior, mesmo seu tamanho sendo menor.

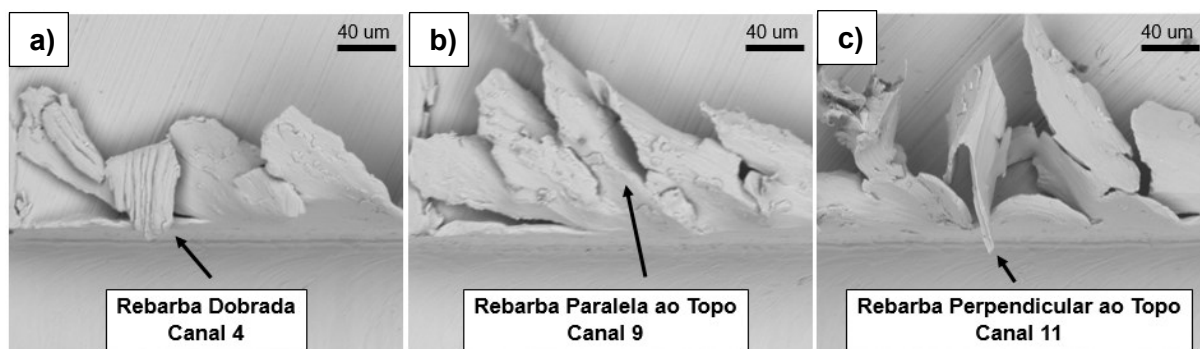


Figura 4.16 - Exemplos da disposição das rebarbas em relação a superfície do topo do canal (Ensaio 1), em (a) rebarba dobrada, (b) rebarba paralela ao topo, (c) rebarba perpendicular ao topo

Ainda sobre a Fig. 4.15, no ensaio 3, lado do fresamento discordante é possível observar um aumento abrupto de aproximadamente 140% na altura da rebarba do canal 1 para o canal 2, explicado pelo aumento excessivo da rebarba de topo e do surgimento do fenômeno da rebarba interna ao canal usinado (que será explicada em detalhes posteriormente), após a quebra da aresta na ponta da ferramenta, depois de usinar aproximadamente 8 mm, conforme mostrado anteriormente.

A Figura 4.17 apresenta a imagem do canal e as rebarbas formadas antes da quebra da ferramenta, logo após (imagens centrais) é identificado o local exato da quebra da ferramenta, onde do lado discordante é possível visualizar o ponto onde a rebarba interna começa a ser formada e do lado concordante é possível identificar uma diminuição do diâmetro das marcas deixadas pela ponta da ferramenta através do avanço (destacado através da linha tracejada em vermelho). Logo após, ao longo de todo o restante do canal, manteve-se este mesmo padrão com o aumento das rebarbas tanto do lado discordante (em maior proporção), como do lado concordante.

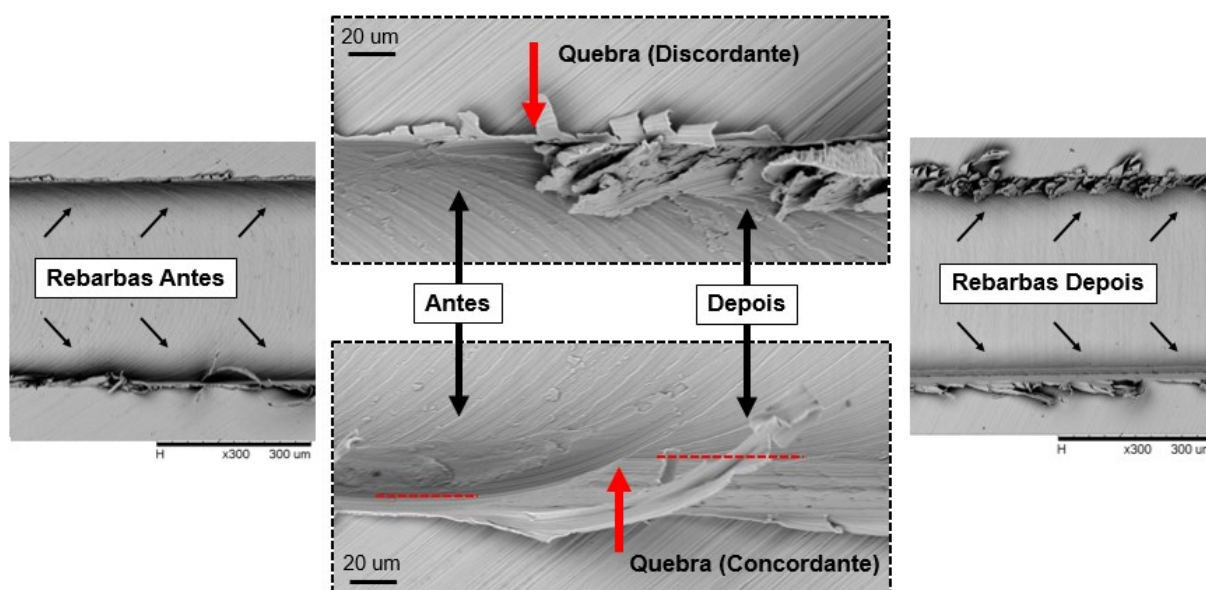


Figura 4.17 - Rebarbas antes, no momento da quebra e depois da quebra da ponta da ferramenta no segundo passe do ensaio 3 (ferramenta $\varnothing$ 400 μ m, seco)

O gráfico da Fig. 4.18 apresenta a média da altura da rebarba obtida para cada microcanal no ensaio 1, utilizando ferramenta com $\varnothing$ 200 μ m, 40 000 rpm. Apesar do comprimento total usinado ser de 260,4 mm (42 passes), no gráfico será apresentado apenas os dados referentes a usinagem de 248 mm (40 passes), visto que nos últimos canais as rebarbas aumentaram consideravelmente, o espaçamento entre canais não foi suficiente, sendo considerada portanto imprecisa a sua medição. Nota-se que a altura da rebarba do lado onde o fresamento é discordante varia de 3,7 μ m a 30,9 μ m, enquanto que a altura da rebarba do lado onde o fresamento é concordante varia de 43,5 μ m a 102,5 μ m. Desta forma, as alturas das rebarbas apresentam valores elevados quando comparados aos parâmetros de corte, com destaque para a altura da rebarba medida do lado concordante, que logo no primeiro passe já se mostrou superior a profundidade de corte utilizada de 40 μ m, chegando a ser 156% maior que este. Logo nos primeiros passes, já é possível

observar uma propensão de aumento no tamanho da rebarba, porém, estatisticamente, não se pode afirmar que esta é uma tendência.

Em relação ao lado discordante, a dimensão máxima da altura da rebarba não ultrapassou a profundidade de corte, apresentando-se sempre menor que as rebarbas do lado concordante, porém com grande oscilação em relação ao aumento e diminuição da altura da rebarba, não seguindo portanto uma tendência identificável.

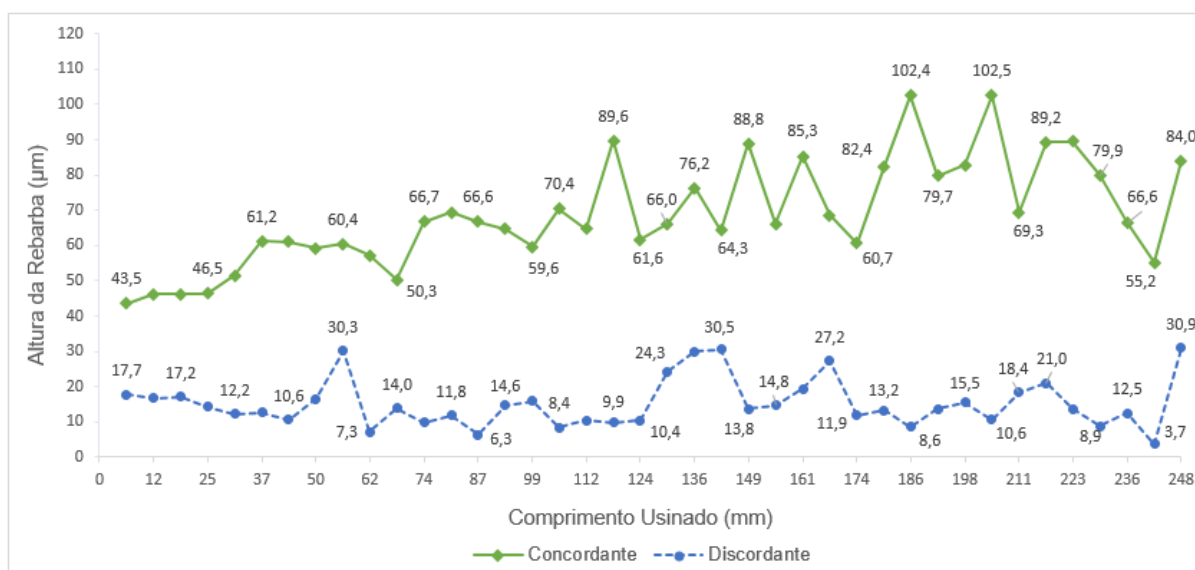


Figura 4.18 - Variação da altura da rebarba concordante e discordante no ensaio 1, utilizando ferramenta com $\varnothing 200 \mu\text{m}$

O gráfico da Fig. 4.19 apresenta a média da altura da rebarba obtida para cada microcanal (ensaio 2) até o passe 11, utilizando ferramenta com $\varnothing 200 \mu\text{m}$, 60 000 rpm. Semelhante ao ensaio anterior, logo no primeiro passe a rebarba do lado concordante já se apresenta maior (aproximadamente 87%) que a profundidade de corte, variando ao longo dos passes de 56 μm a 85,9 μm , sempre maior que a rebarba do lado discordante. Esta por sua vez, variou de 11,2 μm a 26,6 μm . Observa-se que após a oscilação inicial, depois do quarto passe, a altura da rebarba discordante apresenta uma tendência ao aumento gradativo, exceto pelos passes 8, 9 e 11, porém com baixa variação em relação aos demais.

Ao comparar diretamente os 11 primeiros passes do ensaios 1 ($v_c = 25 \text{ m/min}$) com o ensaio 2 ($v_c = 38 \text{ m/min}$), é possível observar de uma maneira geral que tanto do lado concordante, como discordante, a altura da rebarba se apresentou maior para o ensaio 2 ao longo de quase todos os passes, exceto por algumas poucas exceções. Resultado este diferente do encontrado por Biermann e Steiner (2012) ao usinar aço inoxidável austenítico utilizando microfresa com diâmetro de 500 μm , onde o aumento da velocidade de corte

favoreceu a redução da formação de rebarbas devido a uma maior resistência contra a deformação plástica. No entanto, o resultado encontrado no presente trabalho pode estar relacionado a maior taxa de desgaste da ferramenta (conforme mostrado anteriormente) logo no primeiro passe. Filiz et al. (2007) sugerem que o fenômeno observado está ligado diretamente ao efeito escala, onde um maior desgaste da ferramenta aumenta r_e fazendo com que o ângulo de saída do cavaco se torne negativo, aumentando o efeito *ploughing* e consequentemente a formação da rebarba de topo.

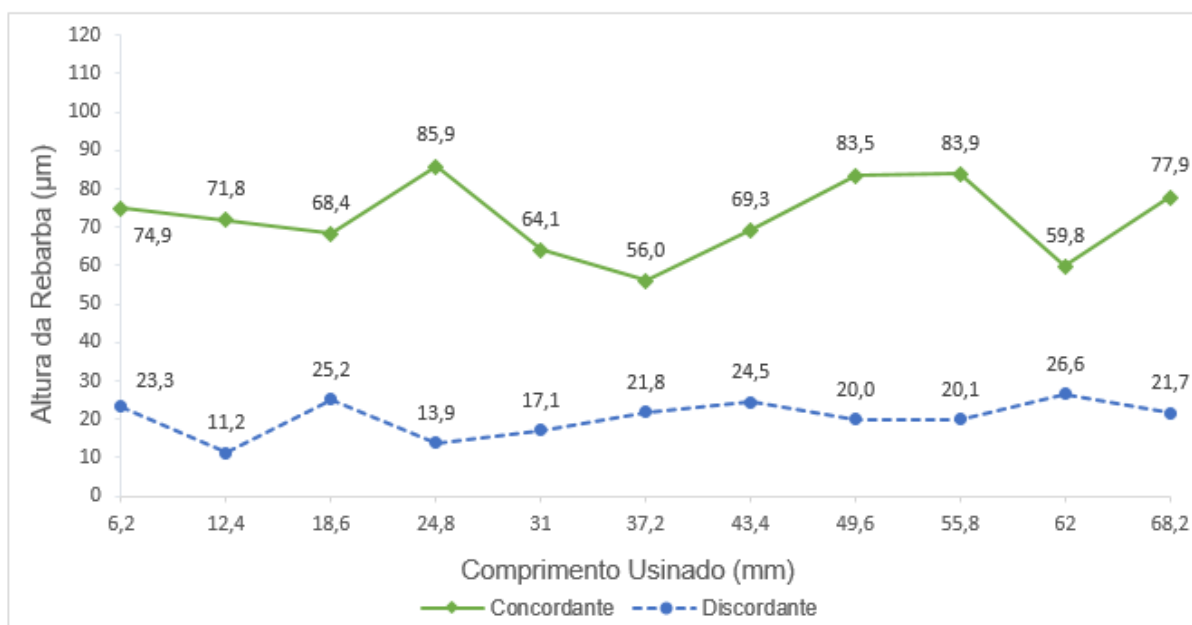


Figura 4.19 - Variação da altura da rebarba concordante e discordante no ensaio 2, utilizando ferramenta com $\varnothing 200 \mu\text{m}$

Em relação à altura da rebarba formada em função da variação dos diâmetros das ferramentas utilizadas (200 μm e 400 μm) é possível observar que nos ensaios utilizando as ferramentas com diâmetro maior, a altura da rebarba em ambos os lados (concordante e discordante) é muito menor. Resultado semelhante ao encontrado por Lekkala et al., (2011) que atribui o fato a uma maior rigidez das ferramentas com o diâmetro maior, o que as tornam mais estáveis durante o processo de usinagem, reduzindo assim a altura da rebarba.

4.2.2 Análise da forma e tipo de rebarba apresentada pelos microcanaís

No que se refere a categorização de diferentes formas e localização da rebarba propostos por Lee e Dornfeld (2002) comentados no capítulo II, todos os ensaios realizados apresentaram características muito semelhantes. Não houve, ou ocorreu de forma mínima a

formação da rebarba de entrada, rebarba de entrada lateral discordante, rebarba de saída lateral discordante e rebarba de saída lateral concordante. A Figura 4.20 apresenta um perfil típico dos canais usinados, representados através da imagem obtida no MEV referente ao canal 2, teste 4. Justificando o fato de que apenas as demais rebarbas foram analisadas em detalhe neste trabalho.

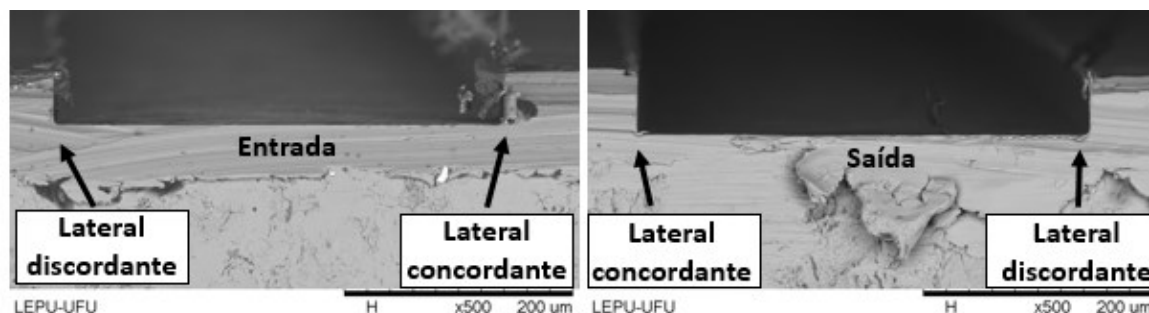


Figura 4.20 - Perfil típico dos canais usinados

A Figura 4.21 mostra a formação da rebarba de entrada lateral concordante em (a) no ensaio 1, utilizando ferramenta $\varnothing 200 \mu\text{m}$ e em (b) no ensaio 3, utilizando ferramenta $\varnothing 400 \mu\text{m}$. Esta forma de rebarba foi predominante (de formato maior ou menor) em quase todos os canais realizados. Esta possui formato encurvado tipo *rollover* onde ocorre o dobramento e a flexão do cavaco na direção do corte, quando a ferramenta de corte atinge a borda da peça. Lee e Dornfeld (2002) afirmam que este tipo de rebarba é formada devido à utilização de baixa velocidade e ao ângulo de saída da fresa em relação à superfície lateral do canal muito negativo (característico da microusinagem), em comparação com a espessura dos cavacos.

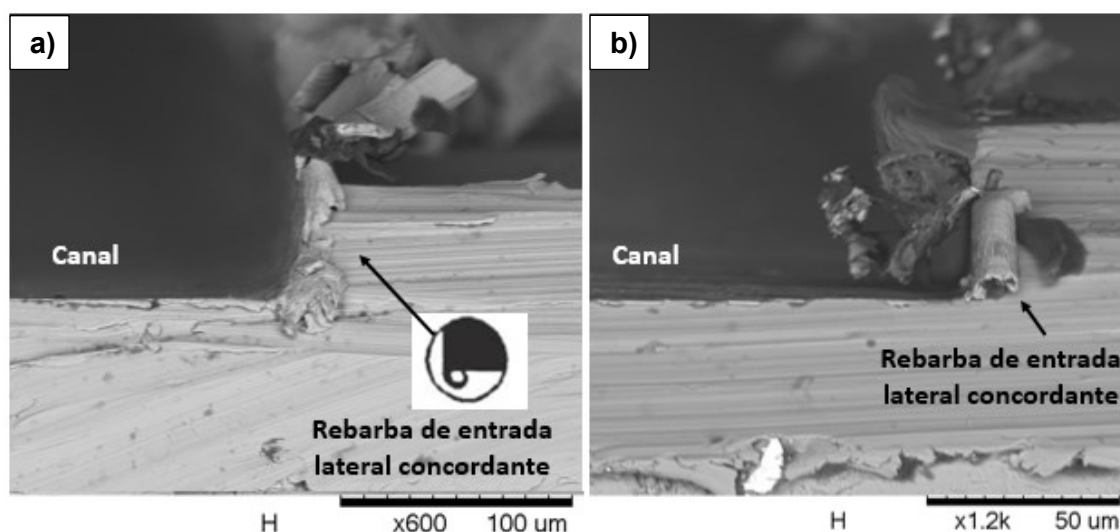


Figura 4.21 - Rebarba de entrada lateral concordante em (a) ensaio 1 e em (b) ensaio 3

Todos os canais usinados nos ensaios 1 e 2, onde foram utilizadas ferramenta com $\varnothing 200 \mu\text{m}$, apresentaram rebarba de saída do tipo *Poisson*. A Figura 4.22 mostra a ocorrência da rebarba de saída formada após o 42ª passe do ensaio 1 em (a) imagem de topo do canal e em (b) imagem lateral do canal.

A formação desta forma e tipo de rebarba pode ser atribuída ao fato de que as grandes tensões atuantes na ponta da ferramenta, proporcionadas pela força de avanço, comprimem o material a ser usinado, fazendo com que surja uma deformação plástica nas laterais, deslocando parte deste material deformado para a superfície livre da peça (DA SILVA, 2011). Ressalta-se que este tipo de rebarba foi praticamente inexistente nos ensaios 3 e 4, estando neste caso, relacionada diretamente ao menor diâmetro da ferramenta.

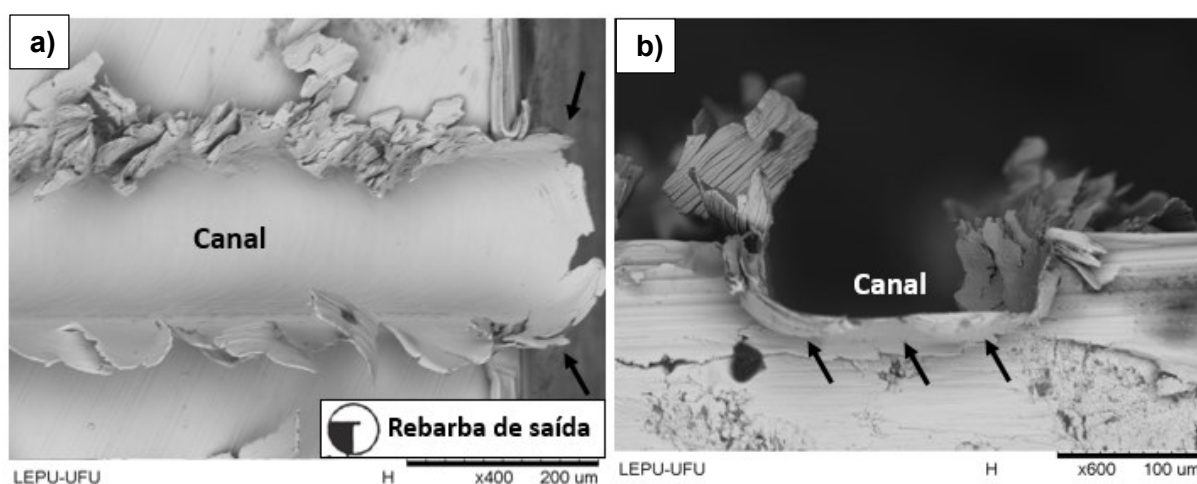


Figura 4.22 - Rebarba de saída: (a) imagem de topo do canal e (b) imagem frontal do canal

Em todos os ensaios realizados houve a formação de rebarba de topo, formadas tanto do lado concordante, como discordante. Este tipo de rebarba é considerada de difícil remoção, quando comparada às rebarbas de saída ou de entrada, principalmente por serem formadas ao longo da borda do canal e por estarem fortemente ligadas à peça de trabalho, podendo o processo de rebarbação danificar seriamente a peça (LEE e DORNFELD, 2002).

Quanto aos principais tipos de rebarba de topo apresentadas, foi possível a observação da ocorrência de padrões parecidos para os dois diâmetros de ferramentas. A Figura 4.23 mostra um exemplo da rebarba do tipo onda, identificada na lateral concordante dos ensaios 1 e 2. Este tipo de rebarba se manteve ao longo de todo o comprimento dos canais, não apresentando uma tendência clara quanto ao aumento ou diminuição. A formação deste tipo de rebarba pode ser explicada pelo fato de o comprimento do material deformado ao longo do canal (no caso a rebarba) ser maior que a borda da peça, sendo

forçado a tomar a forma de uma onda para que seja possível a acomodação em um espaço menor disponível (LIN, 1999 *apud* DA SILVA, 2011).

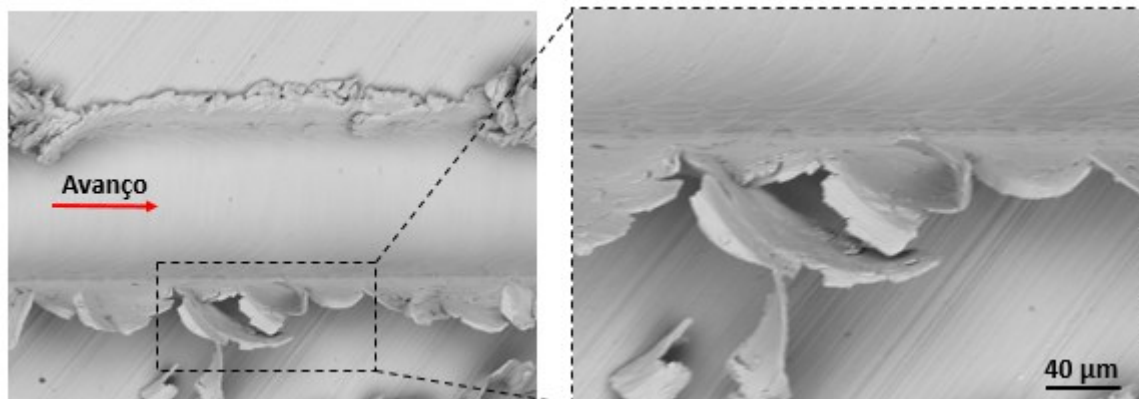


Figura 4.23 - Rebarba do tipo onda (lateral concordante)

O lado discordante dos canais usinados nos ensaios 1 e 2 apresentaram como padrão a formação de uma rebarba na parede interna do canal, com formato semi circular que segue a direção de rotação da ferramenta (Fig. 4.24.a). Da Cunha (2016) explica que no início do corte uma pequena porção de material não é extraída pela aresta, logo após esta primeira aresta realizar seu percurso, o material se recupera elasticamente e aliado a um baixo avanço, a superfície de folga da segunda aresta de corte entra em contato com a porção de material não removida pela aresta anterior. Admitindo-se que a maior parte do calor gerado concentra-se na ferramenta de corte, esse material se aquece (num intervalo curto de tempo), aumentando momentaneamente sua ductilidade. Assim, o atrito com a superfície de folga da ferramenta faz com que este material se deforme e se desprenda parcialmente da parede do canal, porém sem que haja a formação efetiva do cavaco, permanecendo aderido ao interior do canal usinado.

Ao contrário da explicação citada anteriormente, Santos (2016) atribuiu a formação da rebarba interna ao fim de vida da ferramenta de corte. Este resultado é semelhante ao fenômeno ocorrido no ensaio 3, onde este tipo de rebarba se forma após a quebra da ponta de uma das arestas da ferramenta, ilustrado na Fig. 4.24 (b). No entanto no que se refere aos ensaios 1 e 2, ressalta-se o fato de que mesmo com a ferramenta ainda pouco desgastada (conforme imagens apresentadas anteriormente), já no 1º passe ocorre a formação da rebarba interna.

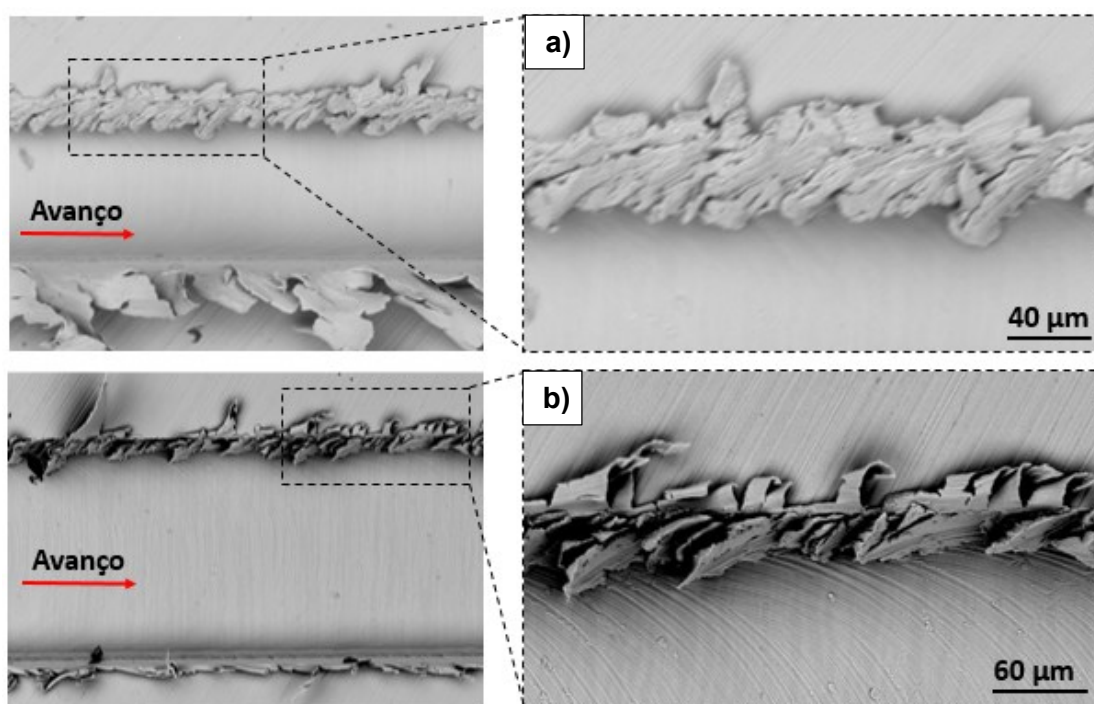


Figura 4.24 - Rebarba interna em (a) ensaios 1 e 2 (b) 2º passe, ensaio 3

Sobre a formação da rebarba interna, destaca-se uma diferença entre os casos mencionados. No ensaio 3, apesar da ocorrência da rebarba interna, percebe-se de forma nítida a formação de rebarba primária na borda do canal (Fig. 4.25), sugerindo-se que a aresta não danificada continuaria o processo de corte normalmente, enquanto a outra aresta com a ponta quebrada potencializa a explicação citada, dando espaço para uma maior recuperação elástica do material.

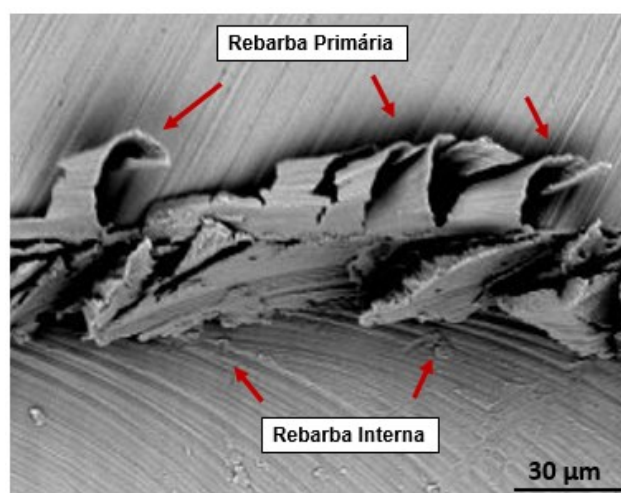


Figura 4.25 - Formação da rebarba interna juntamente com rebarba primária

Em relação aos ensaios 3 e 4 (ferramenta $\varnothing 400 \mu\text{m}$) a formação de rebarba de topo foi muito pequena, apresentando tipos semelhantes aos classificados por Chern et al. (2007). Na Figura 4.26 são mostradas as imagens dos dois tipos de rebarba predominantes do lado discordante, em (a) a rebarba do tipo primária, tendo ocorrido em maior volume e em (b) rebarba menores ocorridas também em vários pontos dos canais, não seguindo uma tendência.

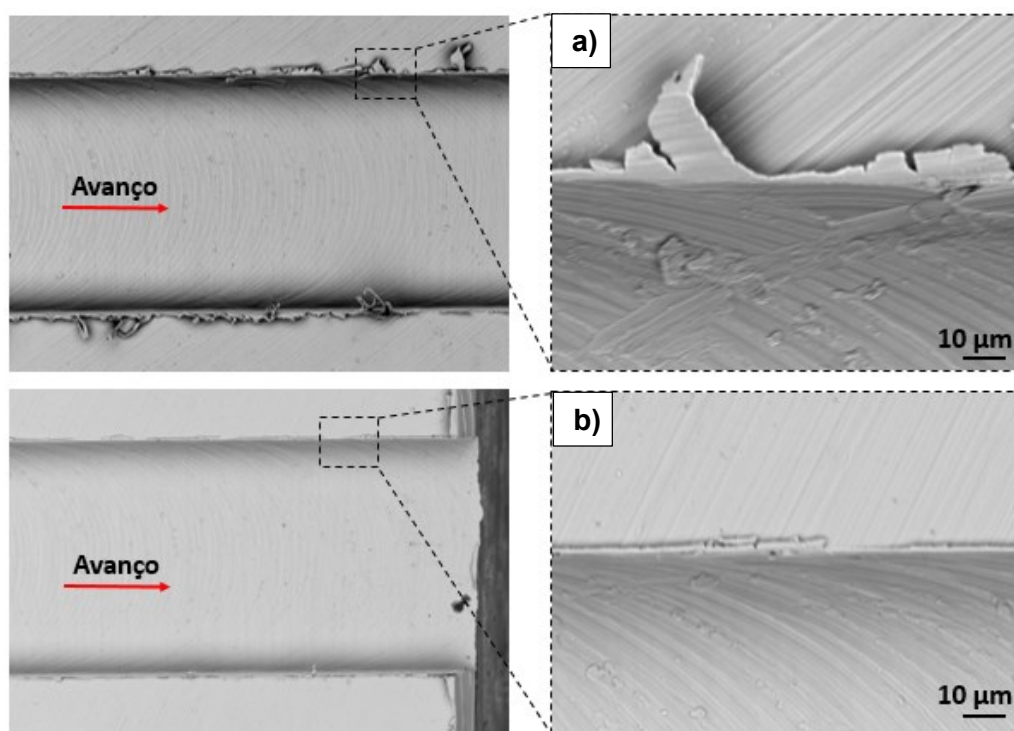


Figura 4.26 - Principais tipos de rebarba de topo apresentados no lado discordante dos microcanais, sendo (a) rebarba tipo primária e (b) rebarba menor.

No lado concordante os principais tipos de rebarba de topo apresentados são mostrados na Fig. 4.27 onde em (a) é mostrado um exemplo de rebarba de pena e em (b) de rebarbas semelhantes a agulhas. Observa-se o fato de que em alguns pontos também ocorreu a formação de rebarba do tipo primária, porém em menor quantidade.

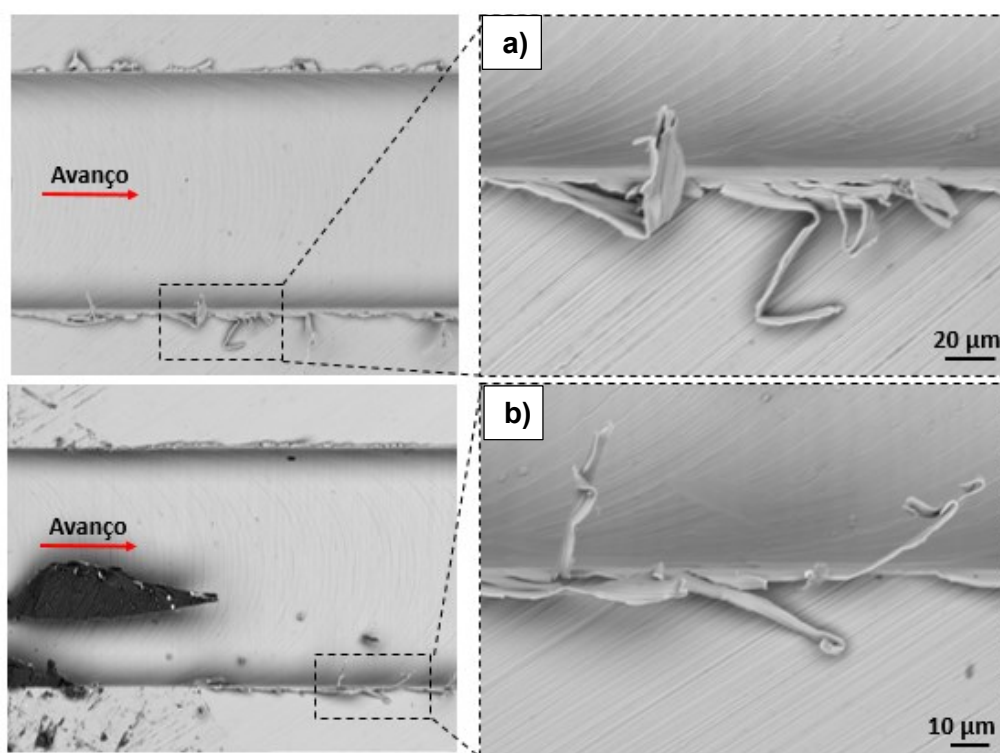


Figura 4.27 - Principais tipos de rebarba de topo apresentados no lado concordante dos microcanais, sendo (a) rebarba de penas e (b) rebarbas semelhantes a agulhas

4.3 Análise da Superfície Microusinada

A Figura 4.28 apresenta a imagem de vários canais microusinados (conforme indicado) no ensaio 1, obtidas através do MEV (imagens ampliadas: Apêndice A). Nas imagens é possível também a observação das rebarbas de topo formadas, sendo mostrada na parede superior do canal a rebarba relativa ao lado discordante, e na parede inferior do canal a rebarba relativa ao lado concordante.

No corte intermitente, característico do processo de fresamento, a ferramenta de corte promove o cisalhamento do material durante o tempo ativo, desta forma as marcas de avanço podem ser identificadas no fundo do canal usinado. Ao observar visualmente a superfície usinada dos canais, nota-se que elas são muito parecidas e mantêm o mesmo padrão ao longo do comprimento usinado, mesmo com o desgaste gradativo apresentado pela ferramenta, destacando-se apenas o fato do aumento da rebarba, principalmente do lado concordante.

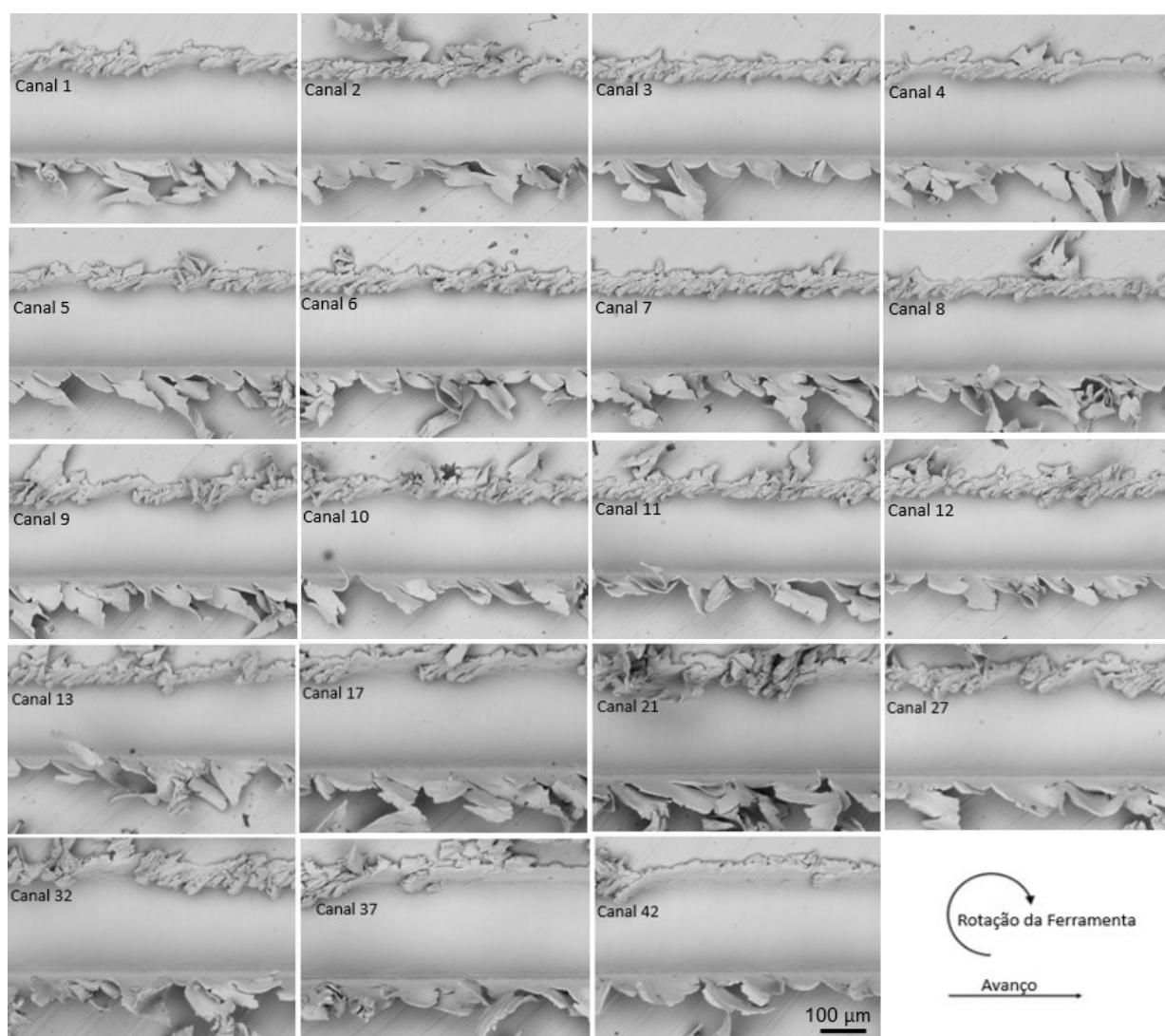


Figura 4.28 - Superfícies usinadas no ensaio 1

A Figura 4.29 apresenta as superfícies usinadas no ensaio 2 (imagens ampliadas: Apêndice B). Através da observação visual, nota-se superfícies muito parecidas às obtidas no ensaio 1, onde se utilizou uma menor velocidade de corte, não sendo possível a afirmação sobre qual canal apresentou melhor rugosidade. Outro fato observado é que na superfície dos canais de ambos os ensaios 1 e 2 não foram identificados sinais relativos à formação de aresta postiça de corte (APC).

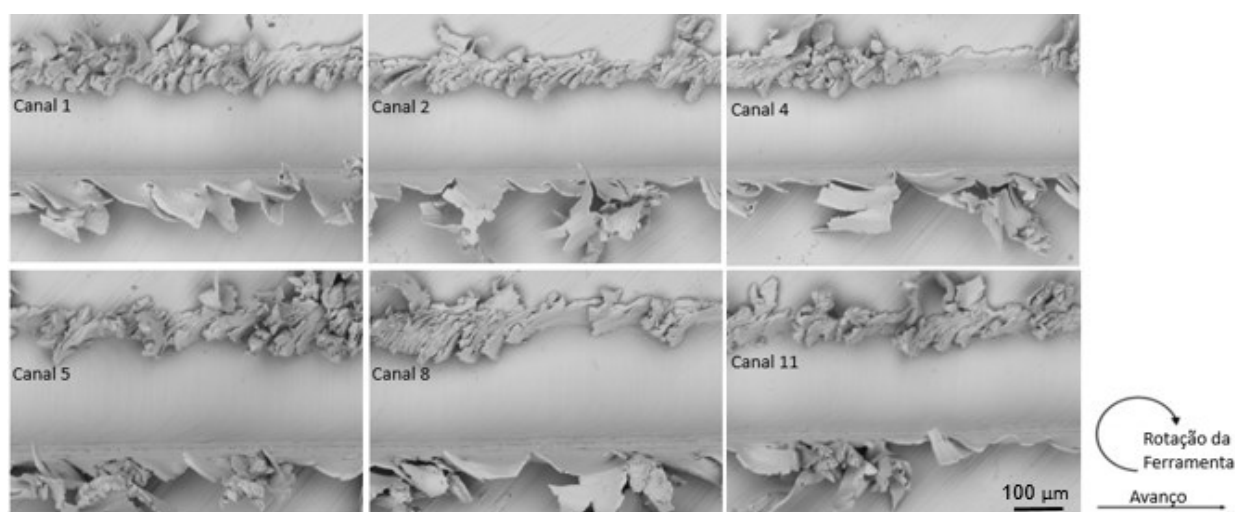


Figura 4.29 - Superfícies usinadas no ensaio 2

A Figura 4.30 apresenta as superfícies usinadas no começo, meio e fim dos dois canais realizados no ensaio 3 (imagens ampliadas: Apêndice C). Observa-se que utilizando a ferramenta maior de $\varnothing 400 \mu\text{m}$ o processo apresenta uma maior rigidez com marcas de avanço mais nítidas e uniformes.

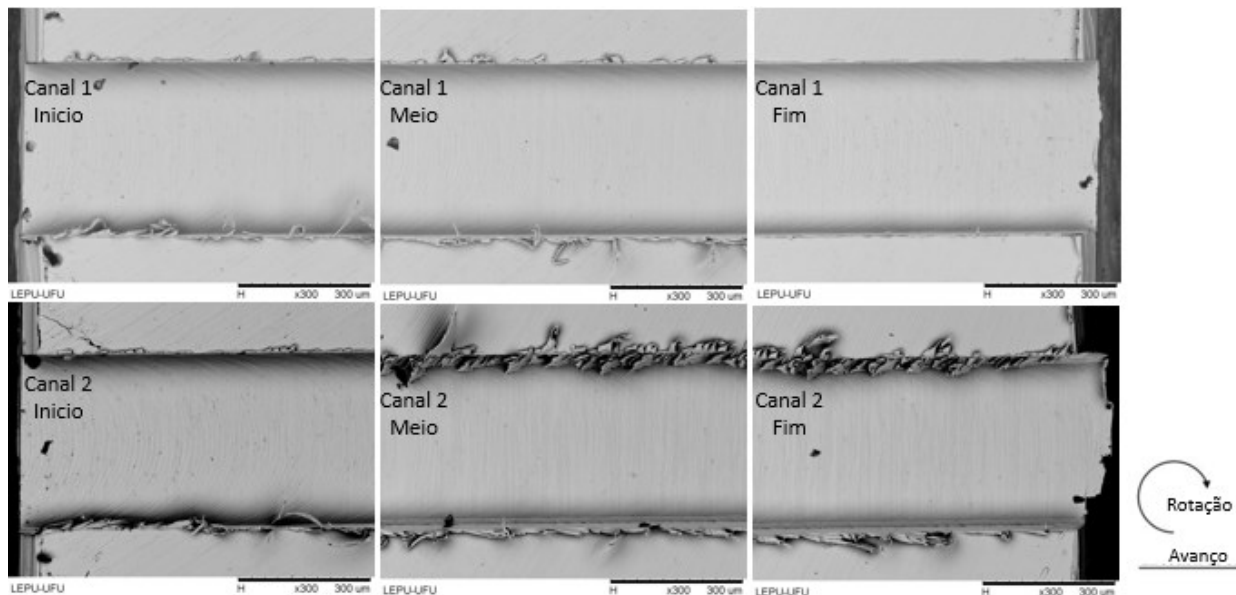


Figura 4.30 - Superfícies usinadas no começo, meio e fim dos 2 canais do ensaio 3

Ao observar o fim do canal 1, nota-se que ambas as rebarbas do lado concordante e discordante diminuíram, no entanto foi observada uma maior quantidade de partículas aderidas na superfície da peça, conforme mostrado na imagem ampliada na Fig. 4.31 (a). Estas partículas podem ser indícios da formação de APC que se soltaram da ferramenta de forma aleatória e foram deformadas plasticamente contra a superfície do canal. No início do

canal 2, observa-se ainda a presença destas partículas (Fig. 4.31.b), no entanto após a quebra da ferramenta, na Fig. 4.31 (c) percebe-se uma quantidade menor de partículas aderidas.

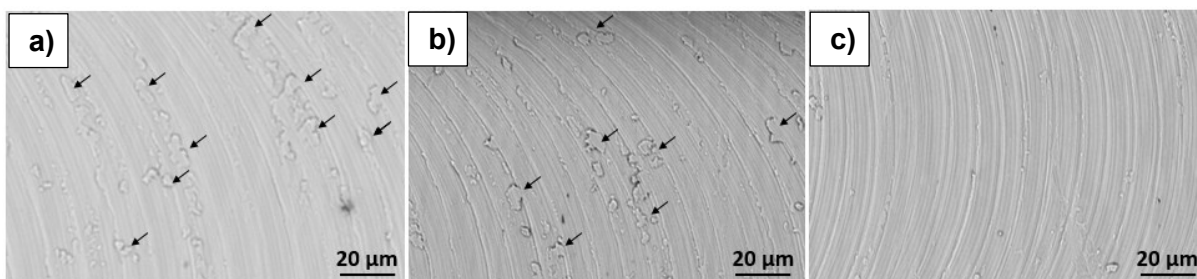


Figura 4.31 - Superfícies usinadas (a) fim do canal 1, (b) início do canal 2 e (c) fim do canal 2

A Figura 4.32 apresenta os quatro canais usinados no ensaio 4, onde foi utilizado o fluido de corte (imagens ampliadas: Apêndice D). Observa-se nitidamente que a utilização do fluido reduziu as rebarbas de topo (já comentado nos gráficos relativos à altura da rebarba) e ainda melhorou a rugosidade superficial (dados serão apresentados posteriormente neste trabalho), deixando a superfície mais uniforme, onde são observadas apenas as marcas de avanço da ferramenta.

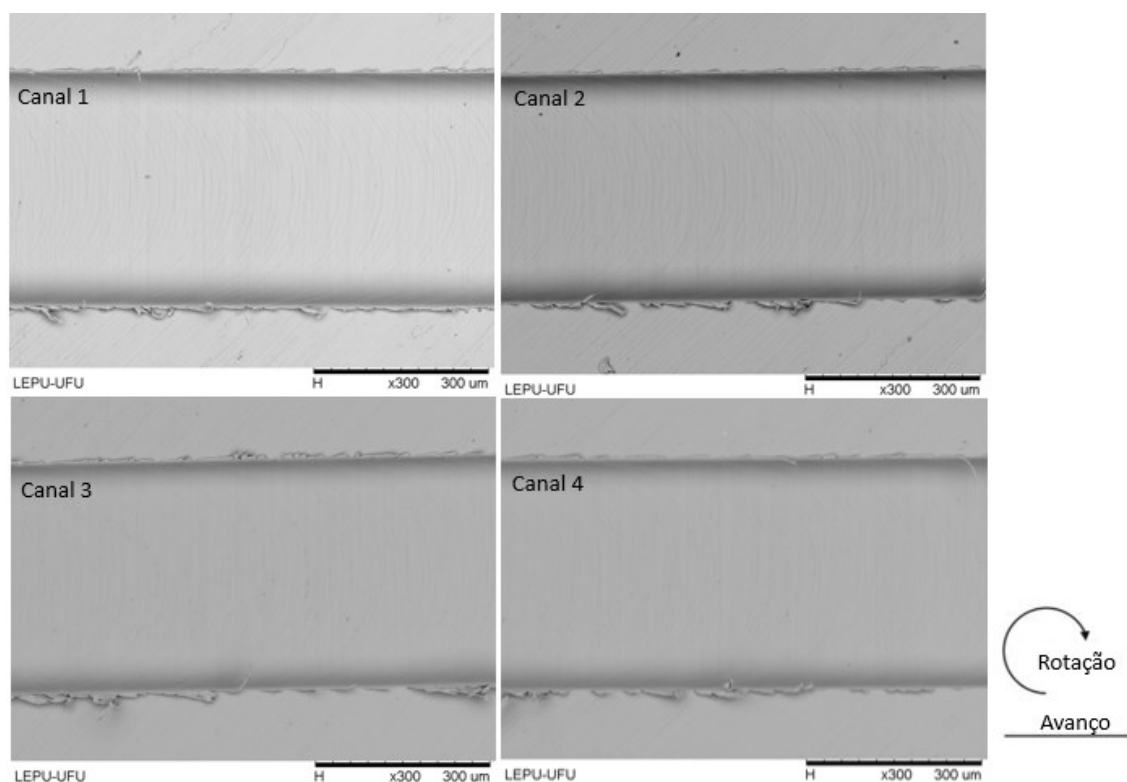


Figura 4.32 - Superfícies usinadas no ensaio 3 (MQL)

No que se refere às marcas de avanço, foi observado que as marcas mais proeminentes impressas na superfície no ciclo ativo da ferramenta, não coincidiam com o avanço utilizado no ensaio, de 2 μm , porém mantinham uma regularidade com distâncias médias equivalentes. Na Figura 4.33 (a) é possível a observação de marcas mais suaves identificadas pela letra Y, constatado através de medição (dimensão média em torno de 2 μm) que se tratavam de marcas relativas ao avanço e também as referidas marcas, identificadas pela letra X, com largura superior ao avanço. Através de imagem da microestrutura do material, conforme observado na Fig. 4.33 (b), foram realizadas medições aleatórias relativas a largura das fases (ferrita e austenita), sendo os resultados apresentados na Tab. 4.1.

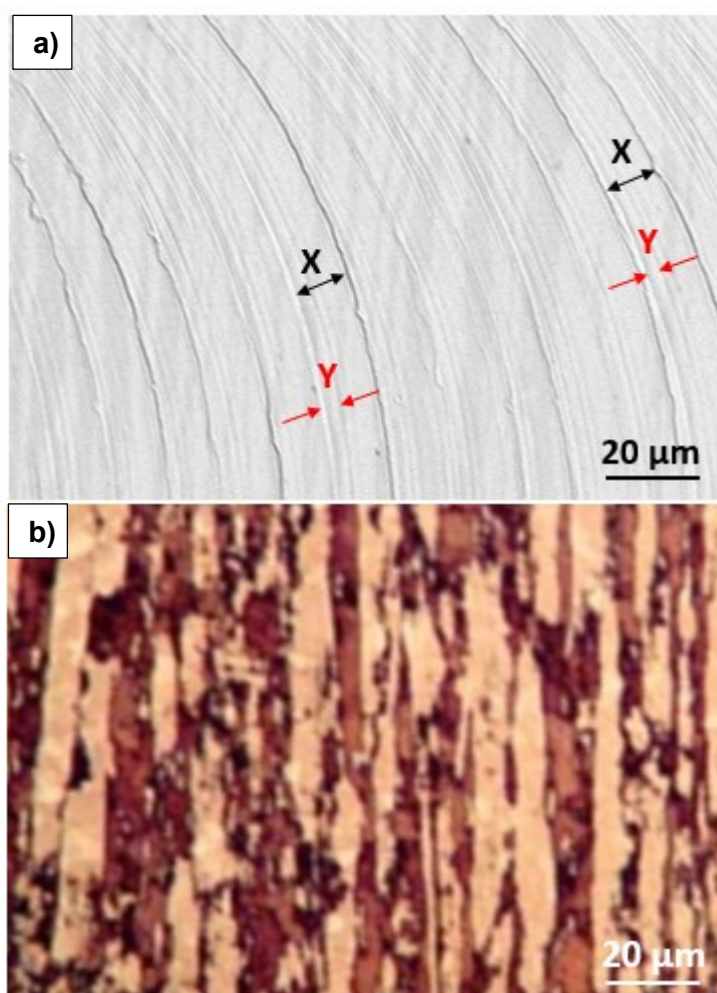


Figura 4.33 - (a) superfície usinada no ensaio 4 com marcas relativas ao avanço (Y) e (X) marcas proeminentes maiores que o avanço, (b)

Tabela 4.1- Medição das larguras das fases ferrita e austenita da amostra

Observações	Comprimento da largura das fases (μm)	
n = 20	29,5	19,7
	19,7	14,0
	16,9	15,4
	26,7	12,6
	19,7	11,2
	21,1	11,2
	16,9	14,0
	16,9	15,4
	16,9	11,2
	21,1	14,0

A largura das marcas proeminentes deixadas na superfície usinada foram medidas através do MEV, conforme apresentado na Tab. 4.2 abaixo.

Tabela 4.2 - Medição das larguras das marcas deixadas na superfície usinada.

Observações	Comprimento da largura das marcas (μm)
n=12	14,3
	13,3
	13,0
	13,4
	14,8
	13,4
	13,7
	13,7
	17,7
	12,6
	14,3
	13,3

Para verificar se a largura média das fases possui diferença significativa da largura média das marcas encontradas na superfície usinada, foi realizado um teste de hipótese bicaudal, sendo testadas as hipóteses abaixo:

- H_0 (Hipótese nula): a largura média das fases é igual à largura média das marcas;

- H_1 (Hipótese alternativa): a largura média das fases é diferente da largura média das marcas.

Considerando um nível de significância de 0,05, a hipótese H_0 será aceita caso t_{obs} (t observado) esteja dentro de RAH_0 (região de aceitação de H_0) ou rejeitada caso o valor t_{obs} esteja fora de RAH_0 . Assim, quando o nível de significância é 0,025 (bicaudal), este intervalo é de: - 2,042 a 2,042. Se t_{obs} estiver dentro deste intervalo, H_0 é aceito e se estiver fora este é rejeitado. Na Tabela 4.3 são fornecidas as fórmulas e os resultados calculados para o teste de hipótese.

Tabela 4.3 – Fórmulas e resultados dos cálculos necessários ao teste de hipótese bicaudal

	Fórmulas	Fases	Marcas
Média Amostral	$\bar{y} = \frac{\sum_{i=1}^n y_i}{n}$	17,2	14,0
Desv. Padrão Amostral	$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}{n - 1}}$	4,884	1,326
Tamanho Amostral	nº de amostras	20	12
Variancia Ponderada	$s_p = \frac{(n_1 - 1)s_1^2 + (n_2 - 1)s_2^2}{n_1 + n_2 - 2}$	21,54	
t_{obs} t-student com $n_1 + n_2$ Graus de Liberdade	$t = \frac{(\bar{y}_B - \bar{y}_A)}{S_p \cdot \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}$	-0,45	

A Figura 4.34 mostra uma representação gráfica do teste de hipótese bicaudal. Conforme calculado, o t_{obs} é de -0,45 estando portanto compreendido dentro da região de aceitação de H_0 , permitindo a conclusão de que não se tem confiabilidade estatística para afirmar que a largura das fases é diferente das larguras das marcas proeminentes deixadas pelo avanço, portanto elas podem ser consideradas iguais.

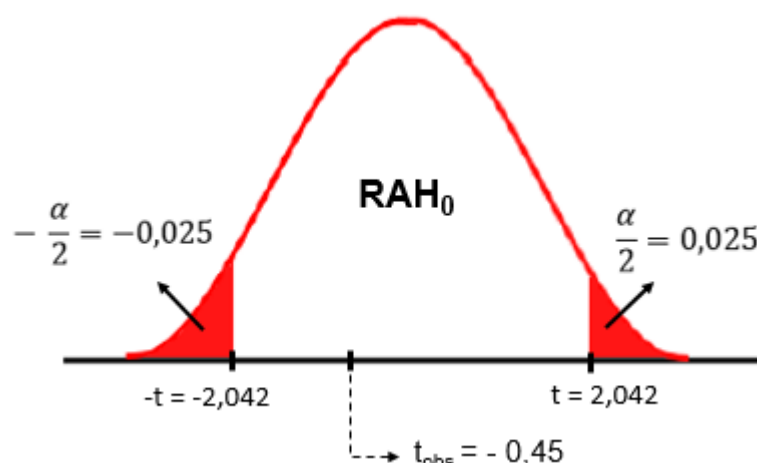


Figura 4.34 - Representação gráfica teste de hipótese bicaudal

Portanto, é possível afirmar que as marcas se formaram à distâncias que são comparáveis ao espaçamento entre os contornos de grãos para ambas as fases (ferrita e austenita), que possuem frações de volume equivalentes. Pode ser sugerido ainda que estas podem ter sido ocasionadas pela passagem da ferramenta de uma fase microestrutural do material para outra durante o processo de usinagem, visto que estas fases possuem durezas (teóricas) distintas. Deste modo, a medida em que a aresta de corte da microfresa se move ao sair de uma fase, no contorno de grão, pode ser formada esta marca mais proeminente impressa na superfície dos canais usinados.

4.4 Análise da Rugosidade Superficial

A Figura 4.35 apresenta o gráfico relativo à rugosidade média R_a , para ambos os ensaios 3 e 4. Nota-se que no ensaio 3 a rugosidade do primeiro canal ($0,209 \mu\text{m}$) foi superior a do segundo canal ($0,198 \mu\text{m}$), mesmo com a ocorrência da quebra da ponta da ferramenta ao usinar o segundo canal. No entanto, com a utilização do fluido de corte (MQL) no ensaio 4 a rugosidade apresentou uma tendência a redução ao longo dos canais usinados, ou seja, ela apresentou uma tendência à diminuição com o desgaste da ferramenta, podendo ser sugerido que a rugosidade melhorou com o desgaste devido ao arredondamento da ponta, proporcionando uma redução na altura dos picos e profundidade dos vales. Um efeito similar ao das ferramentas com aresta raspadora (*wiper edge*).

Quando comparadas as rugosidade R_a entre os ensaios, percebe-se que estas apresentaram valores maiores para o ensaio 3 quando comparado ao ensaio 4. Fato este equivalente ao mostrado na análise da superfície onde no ensaio 3 foi identificado uma

porção considerável de material aderido à superfície dos canais, podendo ter aumentado os picos da superfície.

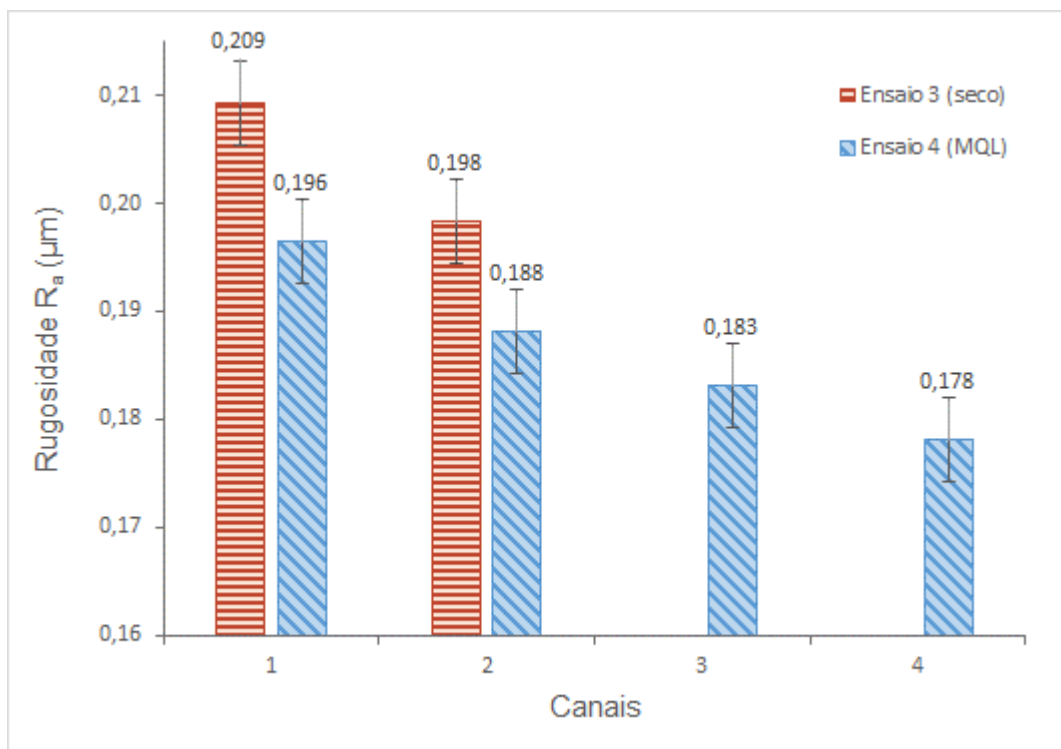


Figura 4.35 - Rugosidade média R_a obtida em cada para cada canal no ensaio 3 (sem fluido) e no ensaio 4 (com fluido)

De uma maneira geral, as rugosidades obtidas apresentaram valores pequenos, podendo ser comparadas à retificação, reconhecido na macrousinagem como principal processo para obtenção de valores baixos de rugosidade R_a entre 0,2 e 1,6 μm (DINIZ; MARCONDES e COPINNI, 2013).

Na Fig. 4.36 são apresentados os resultados relativos à rugosidade média quadrática R_q para todos os canais realizados nos ensaios 3 e 4. Nota-se que o comportamento do gráfico obtido para R_q é semelhante ao apresentado pelo gráfico da rugosidade média R_a , apresentando as mesmas tendências, o que sugere que talvez não existam picos ou vales que se destacam no perfil de rugosidade das superfícies usinadas.

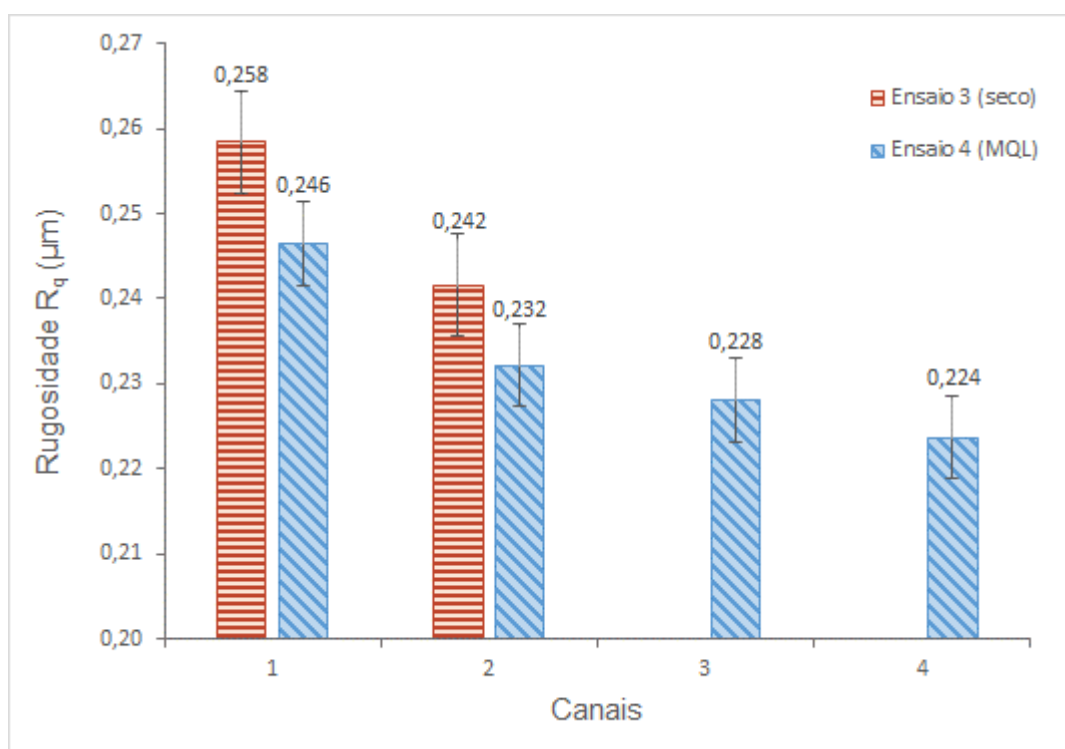


Figura 4.36 - Rugosidade média R_q obtida em cada para cada canal no ensaio 3 (sem fluido) e no ensaio 4 (com fluido)

No que se refere ao ensaio 3, aliando os valores de R_q obtidos às imagens mostradas na Fig. 4.37 contendo o perfil de rugosidade da superfície obtido para o primeiro canal e na Fig. 4.38 que apresenta o perfil de rugosidade da superfície obtido para o segundo canal, é possível a observação visual de uma quantidade muito superior de picos e vales no canal 1.

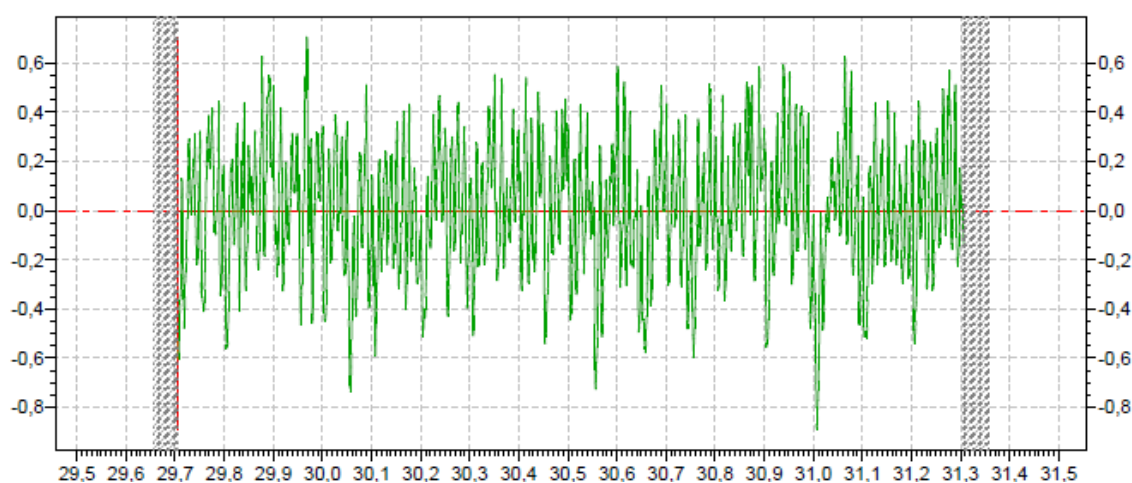


Figura 4.37 - Perfil de rugosidade obtida na superfície do primeiro canal (ensaio 3)

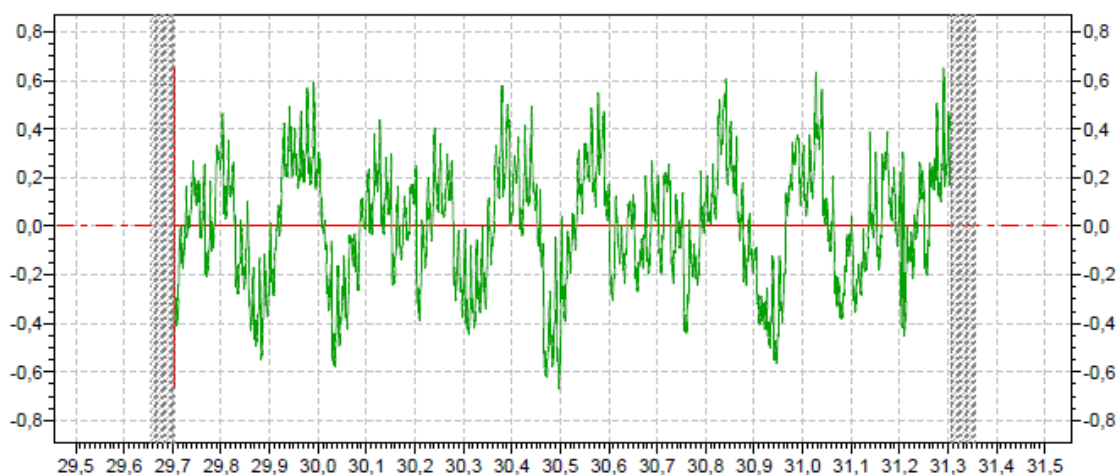


Figura 4.38 - Perfil de rugosidade obtida na superfície do segundo canal (ensaio 3)

Este fato comprova a suposição feita anteriormente de que a superfície usinada no canal 2, mesmo com a quebra da ponta da ferramenta (no início do canal), apresentou melhor acabamento superficial devido à ausência de material aderido à superfície usinada. Uma análise do espectro de frequência dos gráficos das figuras 4.38 e 4.39 poderá identificar fenômenos envolvidos que compõe o perfil de rugosidade.

4.5 Análise da Formação de Cavaco

Analisando a morfologia típica dos cavacos encontrados em todos os ensaios, tanto nos que utilizaram ferramentas $\varnothing 200 \mu\text{m}$ como também $\varnothing 400 \mu\text{m}$, fazendo uma analogia à macrousinagem, é possível a conclusão de que se tratam de cavacos do tipo contínuo, visto que estes são constituídos de lamelas justapostas numa disposição contínua (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013) e ainda, conforme pode ser observado na Fig. 4.39, o seu mecanismo de formação pode ser comparado ao modelo simplificado de Piispanen (1937) onde as lamelas são comparadas a um “baralho de cartas” (PIISPANEN, 1937 *apud* MACHADO et al. 2011). Ferraresi (1970) complementa que na formação deste tipo de cavaco o material é cisalhado na zona de cisalhamento primária com grandes deformações, permanecendo em uma forma homogênea, sem se fragmentar.

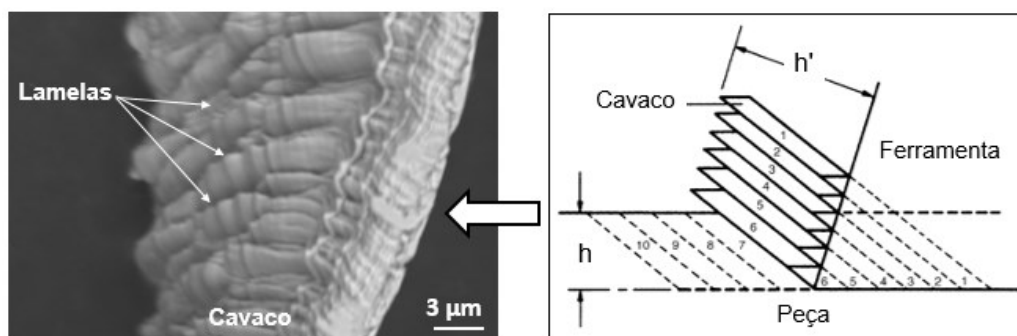


Figura 4.39 - Cavaco comparado ao modelo de Piispanem, com lamelas semelhantes a um “baralho de cartas” (Adaptado de PIISPANEM, 1937 *apud* MACHADO et al. 2011)

A Figura 4.40 apresenta uma visão mais ampla dos cavacos formados no ensaio 1, semelhante ao ensaio 2, onde é possível a observação de que a medida em que se aumenta o desgaste da ferramenta, percebe-se um aumento no volume de cavacos e também um aumento de fragmentos de cavaco (pedaços de material, onde não é identificado o mecanismo de formação citado anteriormente).

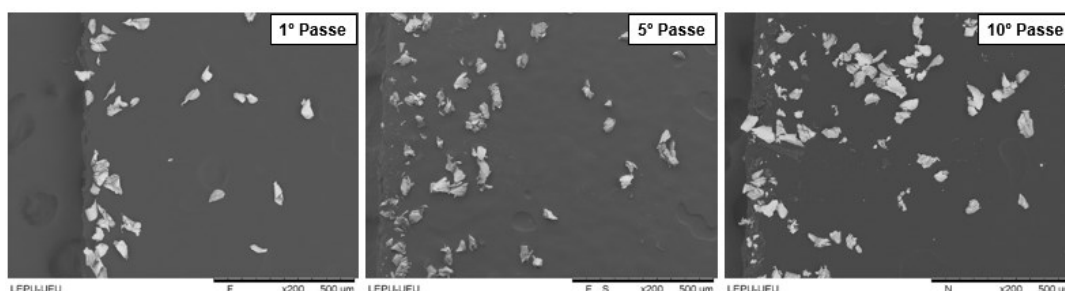


Figura 4.40 - Cavacos típicos do ensaio 1 e 2

Nas imagens relativas ao ensaio 3 (Fig. 4.41), percebe-se que apesar da presença de fragmentos de cavaco, é possível a identificação clara do tipo de cavaco contínuo e sua forma. Não foi percebida diferença significativa entre os cavacos coletados após o primeiro passe comparados aos cavacos coletados após o segundo passe.

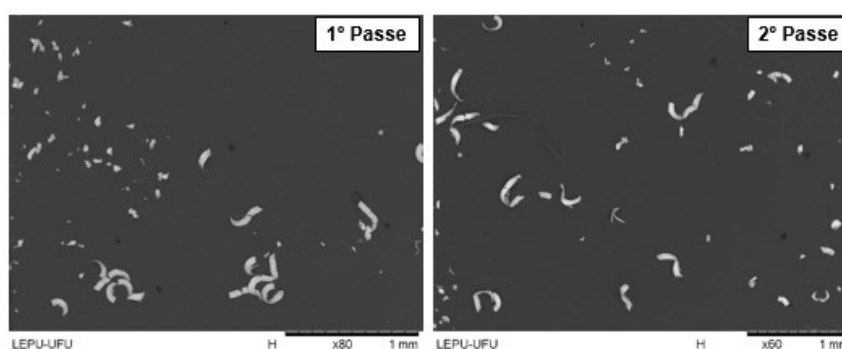


Figura 4.41 - Cavacos típicos do ensaio 3

Em relação à forma dos cavacos, apesar do tipo contínuo identificado, no ensaio 1 mostrado na Fig. 4.42 (a) e no ensaio 2 (b) onde foram utilizadas ferramentas com $\varnothing 200 \mu\text{m}$, os cavacos se assemelham a forma em arco, porém com pequeno comprimento ou muitas vezes fragmentados. No ensaio 3, mostrado na Fig. 4.42 (c), é encontrada a forma em arco. Inclusive, levando-se em consideração que o comprimento do cavaco teórico para o fresamento de topo seria o diâmetro multiplicado por π , pode-se considerar que em alguns casos os cavacos encontrados correspondiam à aproximadamente o comprimento total sem cortes. Este fato pode sugerir também que os cavacos formados são da forma fita.

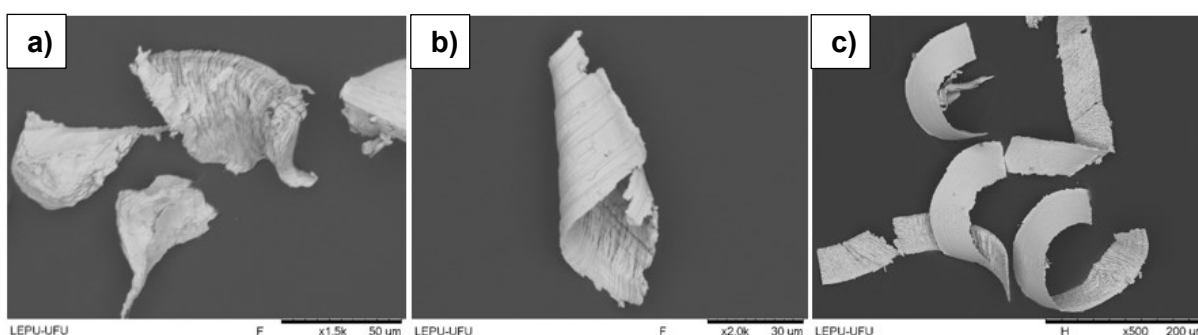


Figura 4.42 - Forma dos cavacos (a) ensaio 1 (b) ensaio 2 (c) ensaio 3

Em função da forma regular em arco apresentada pelos cavacos no ensaio 3, foi possível a medição estimada da largura do cavaco com a utilização do MEV, conforme mostrado na Fig. 4.43 e constatar que em todas as medições realizadas, o valores das larguras apresentaram-se muito próximos da profundidade de corte utilizada de $40 \mu\text{m}$, o que constata uma certa precisão no método utilizado para o posicionamento da ferramenta.

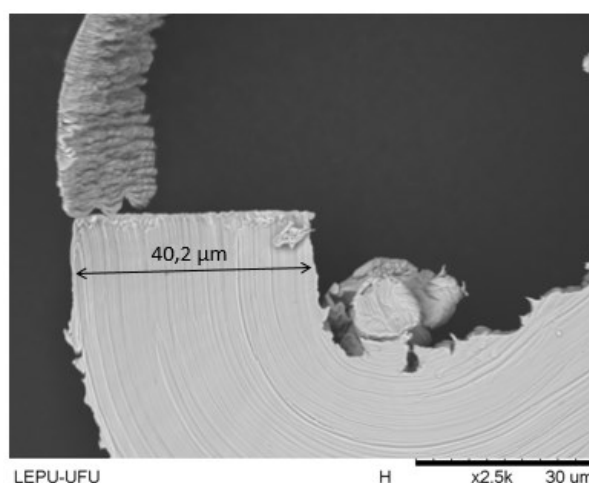


Figura 4.43 - Largura do cavaco no ensaio 3

No que se refere à interface cavaco-ferramenta, o movimento da porção de cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta tem influência em todo o processo de usinagem, inclusive no próprio mecanismo de formação do cavaco, nos mecanismos e taxas de desgastes das ferramentas de corte (MACHADO et al., 2011). Fazendo uma analogia às condições definidas por Trent e Wright (2000), no ensaio 1 (semelhante ao 2), foi possível a identificação da condição de aderência e escorregamento acontecendo ao mesmo tempo, como pode ser visto nas imagens mostradas na Fig. 4.44 referentes a dois cavacos coletados após o passe 5 e após o passe 32. Este fato se deve ao movimento na interface cavaco-ferramenta que ocorre por cisalhamento dentro do material do cavaco (TRENT, 1963).

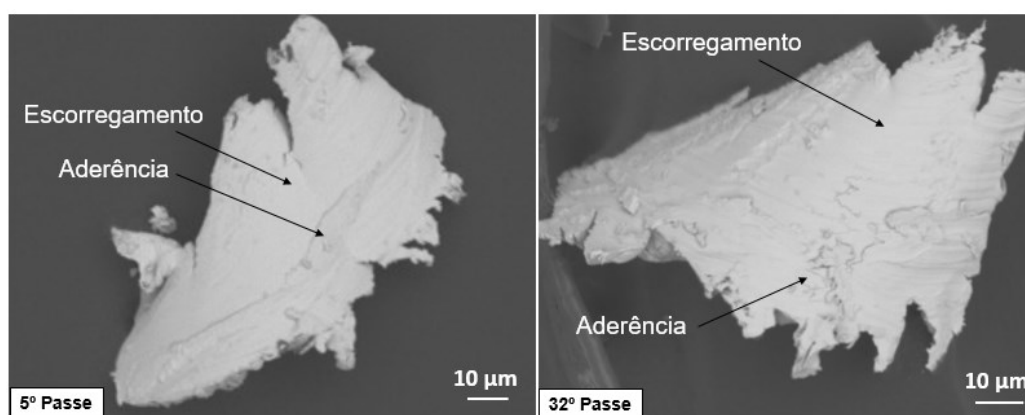


Figura 4.44 - Ocorrência de zona de escorregamento e aderência no cavaco (ensaio 1)

Em relação ao ensaio 3, foram identificadas apenas zonas de escorregamento, conforme mostrado na Fig. 4.45, fato este de acordo com o mencionado por Machado et al. (2011) onde em determinadas condições, a zona de aderência pode ser suprimida, prevalecendo apenas a condição de escorregamento. Em vários cavacos, apenas os coletados após o 2º passe (onde houve a perda da ponta da ferramenta), é possível observar na superfície algumas marcas que se destacam, similares à marcas de sulcamento, identificadas na imagem pela letra “A”, sugerindo-se que possivelmente alguma partícula abrasiva da peça ou do cavaco tenha se desprendido, sendo mergulhada no fluxo de material.

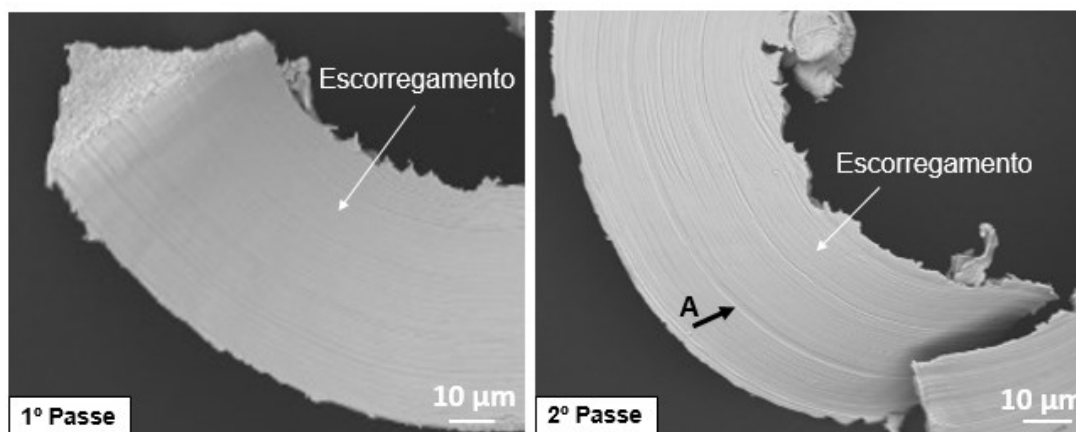


Figura 4.45 - Ocorrência de zona de escorregamento no cavaco (ensaio 3)

4.5.1 Estimativa do grau de recalque do cavacos

Os resultados do cálculo do grau de recalque são apresentados na Tab. 4.4.

Tabela 4.4 – Grau de recalque dos ensaios realizados em função do diâmetro da ferramenta

	Ferramentas	
	Ø 200 µm	Ø 400 µm
h'	5,73 µm	4,65 µm
h'	2 µm	2 µm
Grau de Recalque	2,87	2,33

De acordo com o grau de recalque calculado, o maior valor apresentado para as ferramentas com Ø 200 µm, significa que nestes ensaios ocorreram um número maior de quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário quando comparado ao ensaio em que foi utilizada a ferramenta com Ø 400 µm. Nas duas situações, os valores do grau de recalque são muito altos, o que é típico para condições onde a espessura de corte (h) é pequena. Ferraresi (1977) mostra um gráfico em que o grau de recalque aumenta exponencialmente com a diminuição da espessura de corte h . Este fato contribui para o aumento da energia específica (efeito escala) na microusinagem.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos ensaios e análises realizados na microusinagem utilizando o aço inoxidável duplex UNS S32205 como material de trabalho, são apresentadas as conclusões expostas a seguir.

No que se refere à análise do desgaste, concluiu-se que:

- No ensaio 1 onde foi utilizada a velocidade de corte de 25 m/min, o desempenho da ferramenta em relação ao desgaste, superou as expectativas, não sendo possível a determinação exata de um critério de fim de vida. Fazendo uma comparação ao critério de fim de vida utilizado na literatura, a ferramenta usinou um comprimento 77% maior, sem apresentar avarias visíveis.
- Nos ensaios 2 e 3, utilizando uma maior velocidade de corte (38 m/min) as ferramentas apresentaram pior desempenho, desgastando demasiadamente logo nos primeiros passes.
- A utilização do fluido de corte pelo método MQL, no ensaio 4, reduziu inicialmente o desgaste 1 e 2 em 85% (média), comparado ao desgaste da ferramenta no ensaio 3.
- Em todos os ensaios a principal forma de desgaste apresentada pelas microfresas foi o desgaste de flanco, sendo predominante o mecanismo de desgaste por adesão e arrastamento.

Com relação à formação de rebarba, concluiu-se que:

- A altura da rebarba ao se utilizar ferramentas com diâmetro de 200 μm é muito grande quando comparada às dimensões envolvidas no processo, chegando a rebarba concordante a ser 156% maior que a profundidade de corte.
- Para as ferramentas com diâmetro de 200 μm , o aumento da velocidade de corte aumentou também a altura das rebarbas.
- A utilização de fluido (MQL) para ferramentas com diâmetro de 400 μm diminuiu a altura média das rebarbas (concordante e discordante) em aproximadamente 55%.
- As rebarbas formadas com a utilização de ferramentas com diâmetro maior (400 μm) é muito menor, quando comparadas às ferramentas com diâmetro menor (200 μm).
- Em todos os ensaios, a rebarba concordante apresentou-se sempre maior que a discordante e o desgaste da ferramenta não influenciou de forma identificável a altura das rebarbas.
- A rebarba de entrada lateral concordante, do tipo *rollover* foi encontrada em quase todos os canais realizados, independente o diâmetro da ferramenta.
- Todos os canais usinados com ferramenta de $\varnothing$ 200 μm , apresentaram rebarba de saída do tipo *Poisson*.
- Em todos os canais realizados houve a formação de rebarba de topo (lado concordante e discordante), predominantemente a rebarba tipo onda do lado concordante e a rebarba interna do lado discordante, nos ensaios utilizando ferramentas com $\varnothing$ 200 μm . Nos ensaios com ferramentas $\varnothing$ 400 μm , rebarba do tipo primária (maior volume), seguida por rebarbas menores do lado discordante e rebarba do tipo pena (maior volume), seguida de rebarbas semelhantes a agulhas do lado concordante.
- A quebra da ponta da ferramenta no ensaio 3 (ferramenta com diâmetro de 400 μm) levou a formação da rebarba interna do lado discordante.

Quanto à superfície microusinada e rugosidade superficial, concluiu-se que:

- Nos ensaios 1 e 2, as superfícies microusinadas não se modificaram visualmente ao longo dos canais com o desgaste da ferramenta, apresentando apenas marcas de avanço, características do processo de fresamento.
- A largura das marcas de avanço proeminentes na superfície dos canais, podem ser consideradas estatisticamente iguais às larguras das fases do material, ou seja, as marcas se formaram a distâncias que são comparáveis ao espaçamento entre os contornos de grãos para ambas as fases (ferrita e austenita).
- Para as condições de corte utilizados no ensaio 3, houve indícios da formação de APC, com diminuição de rebarba e maior rugosidade R_a e R_q . No 2º canal com a quebra da ponta da ferramenta estas rugosidades diminuíram.
- A utilização do fluido de corte levou a diminuição das rugosidades R_a e R_q , apresentando-se decrescentes ao longo dos canais, com o desgaste da ferramenta.
- O canal 1 do ensaio 3 apresentou número de picos e vales superiores ao canal 2, o que levou a uma melhoria da rugosidade, mesmo com a quebra da ponta da ferramenta.

E por fim, sobre formação de cavaco, concluiu-se que:

- Os cavacos formados foram do tipo contínuo, com forma de arco, nítida nos casos em que foram utilizadas a ferramenta com $\varnothing 400 \mu\text{m}$ e a mesma forma, porém mais curtos nos casos em que foram utilizadas a ferramenta com $\varnothing 200 \mu\text{m}$.
- No ensaio 1 e 2 o desgaste da ferramenta proporcionou um aumento no volume de cavacos.
- A largura dos cavacos são similares a profundidade de corte utilizada.
- No que se refere à interface cavaco-ferramenta, quanto utilizadas ferramentas $\varnothing 200 \mu\text{m}$ foram identificadas as condições de aderência e escorregamento ao mesmo tempo e nas ferramentas com $\varnothing 400 \mu\text{m}$ apenas zonas de escorregamento.

- A usinagem utilizando ferramentas com $\varnothing 200 \mu\text{m}$ ($R_c = 11,46$) possui um número maior de quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário do que a usinagem realizada com as ferramentas $\varnothing 400 \mu\text{m}$ ($R_c = 9,3$).

Conclusão geral

De acordo com as conclusões previamente apresentadas, o aço inoxidável duplex UNS S32205 apresentou melhor usinabilidade:

- No que se refere apenas à altura da rebarba, comparada às dimensões envolvidas no processo: condições utilizadas no ensaio 4.
- No que se refere apenas à formação de cavaco: condições utilizadas nos ensaios 3 e 4.
- De uma maneira geral:

Quando utilizadas ferramentas de corte com diâmetro de $\varnothing 200 \mu\text{m}$: parâmetros de corte definidos no ensaio 1

Quando utilizadas ferramentas de corte com diâmetro de $\varnothing 400 \mu\text{m}$: parâmetros de corte definidos no ensaio 4.

Sugestões para trabalhos futuros

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

- Estudo da temperatura no processo de microusinagem e sua influência nos fenômenos observados neste trabalho.
- Definição de critérios de fim de vida relacionadas à altura de rebarbas e rugosidade superficial, para microferramentas com diâmetros de $200 \mu\text{m}$ e inferiores.
- Avaliação da influência do comprimento em balanço das microferramentas e identificação de oportunidades de melhoria.
- Estudo da viabilidade prática e econômica da remoção de rebarbas, utilizando processos convencionais e não convencionais.

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADAMS, D.P.; VASILE, M.J.; BENAVIDES, G.; CAMBELL, A.N. Micromilling of metal alloy with focused ion beam-fabricated tools. *Journal of International Societies of Precision Engineering and Nanotechnology*, v. 25, p. 107–113, 2001.

[https://doi.org/10.1016/S0141-6359\(00\)00064-7](https://doi.org/10.1016/S0141-6359(00)00064-7)

Altintas, Y. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Cambridge University Press, Cambridge, 2000.

Aramcharoen, A.; Mativenga, P.T.; Yang, S.; Cooke, K.E.; Teer, D.G. Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 48, p. 1578– 1584, 2008.

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

Aramcharoen, A.; Mativenga, P. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. *Precision Engineering*, v. 33, n. 33, p. 402-407, 2009.

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

Arai, R. Estudo teórico-experimental do efeito da flexão da ferramenta no processo de microfresamento. Dissertação de Mestrado, USP, 2008.

Aslantas, K.; Hopa, H.E.; Percin, M.; Uzun, I.; Çicek, A. Cutting performance of nano-crystalline diamond (NCD) coating in micro-milling of Ti6Al4V alloy. *Precision Engineering*, v. 45, p. 55–66, 2016.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2016.01.009>

Aurich, J. C.; Dornfeld, D.; Arrazola, P. J.; FRANKE, FRANKE, V.; LEITZ, L.; MIN, S. Burrs—Analysis, control and removal. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 58, p. 519–542, 2009.

Backer, W.R.; Marshall, E.R.; Shaw, M.C. The size effect in metal cutting. *Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME*, v. 74, p. 61-72, 1952.

Bao, W.; Tansel, I. Modeling micro-end-milling operations. Part I: analytical cutting force model. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 40, n. 15, pp. 2155–2173, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00054-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00054-7)

Bhushan, B. Modern Tribology Handbook. Volume One: Principles of Tribology and Volume Two: Materials, Coatings, and Industrial Applications. Edited by Bharat Bhushan. 2000 N.W. Corporate Blvd., Boca Raton, USA, CRC Press LLC, Vol. 1, 765pp., Vol. 2, 1690pp, 2001. ISBN: 0-8493-8403-6

BIERMANN, D.; STEINER, M. Analysis of Micro Burr Formation in Austenitic Stainless Steel X5CrNi18-10. 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems 2012, 3, pp. 97-102, 2012.

Biermann, D.; Steiner, M.; Krebs, E. Investigation of Different Hard Coatings for Micromilling of Austenitic Stainless Steel. Procedia CIRP, v. 7, p. 246-251, 2013.
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.05.042>

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

BISSACCO, G.; HANSEN, H.N.; DE CHIFFRE, L. Size Effects on Surface Generation in Micro Milling of Hardened Tool Steel. {CIRP} Annals – Manufacturing Technology, v.55, n.1, p. 593-596, 2006.

BENAVIDES, G.L.; ADAMS, D.P.; YANG, P. Meso-Machining Capabilities. Sanding Report, 2001.

Boothroyd, G. Fundamentals of metal machining and machine tools. International student edition. Tokyo: McGraw-Hill, 1981. 350 p.

Cardoso, P.; Davim, J. A brief review on micromachining of materials. Reviews on Advanced Material Science, v. 30, p. 98–102, 2012.

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

Chae, J.; Park, S. S.; Freiheit, T. Investigation of micro-cutting operations. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 46 (3-4), p. 313-332, 2006.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.05.015>

CHENG, K.; HUO, D. Micro-Cutting – Fundamentals and Applications. Ed. Wiley, United Kingdom, 2013. ISBN: 978-0-470-97287-8

Chern, G. L. Experimental observation and analysis of burr formation mechanisms in face milling of aluminum alloys. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 46, n. 12-13, p. 1517-1525, 2006.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.09.006>

Chern, G. L.; Wu, Y. J. E.; Cheng, J. C.; Yao, J. C. Study on burr formation in micro-

machining using micro-tools fabricated by micro-EDM. *Precision Engineering*. v. 31, p. 122–129, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2006.04.001>

Cheung, C.F.; Lee, W.B. A theoretical and experimental investigation of surface roughness formation in ultra-precision diamond turning. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 40, p. 979–1002, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(99\)00103-0](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(99)00103-0)

Cheung, C.F.; Lee, W.B. Characterisation of nanosurface generation in single-point diamond turning. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41, p. 851–875, 2001.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00102-4](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00102-4)

Da Cunha, D.F.; Influência da utilização do fluido de corte com adição de grafeno na temperatura de usinagem e formação de rebarba no processo de micro fresamento. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, MG. 116 p., 2016.

DA SILVA, L.C., Comportamento da rebarba no fresamento de faceamento do aço inoxidável PH 13 8Mo. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, MG. 199 p., 2011.

Da Silva, M. A. Estudo do contato entre material da peça e superfície de folga da ferramenta de usinagem. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Uberlândia, 112 p., Uberlândia, 2014.

De Cristofaro, S.; Funaro, N.; Feriti, G. C.; Rostagno, M.; Comoglio, M.; Merlo, A.; Stefanini, C.; Dario, O. High-speed micro-milling: Novel coatings for tool wear reduction. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 63, p. 16–20, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.07.005>

Diniz, A. E.; Marcondes, F. C.; Coppini, N. L. Tecnologia da Usinagem dos Materiais. 8ª. Ed. São Paulo: Artliber Editora Ltda., 2013. 272 p.

Dornfeld, D.; Min, S.; Takeuchi, Y. Recent advances in mechanical micromachining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v.55, n. 2, p.745-768, 2006.

Fang, F. Z.; Wu, H.; Liu, X. D.; Ng, S. T. Tool geometry study in micromachining. *Journal of Micro mechanics and Microengineering*. v. 13, p. 726-731, 2003.

<https://doi.org/10.1088/0960-1317/13/5/327>

Ferraresi, D. Fundamentos da usinagem dos metais. São Paulo: Edgard Blucher, 1970. 754p.

Filiz, S.; Conley, C.M.; Wasserman, M.B.; Ozdoganlar, O.B. An experimental investigation of micromachinability of copper 101 using tungsten carbide micro-end-mills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 47, p. 1088–1100, 2007.

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

Fleischer, J.; Deuchert, M.; Ruhs, C.; Kühlewein, C.; Halvadjiysky, G.; Schmidt, C. Design

and manufacturing of micro milling tools. *Microsystem Technologies*, vol. 14, nº 9-11, pp. 1771-1775, 2008.

<https://doi.org/10.1007/s00542-008-0652-x>

Gietzelt, T.; Eichhorn, L.; Schubert, K. Material and micromachining aspects of manufacturing micromolds for replication techniques. *Advanced Engineering Materials*, v. 8, n. 1-2, p. 33-37, 2006.

<https://doi.org/10.1002/adem.200500215>

Gillespie, L. K. Deburring precision miniature parts. *Precision Engineer*, p. 189 – 198, 1979.

[https://doi.org/10.1016/0141-6359\(79\)90099-0](https://doi.org/10.1016/0141-6359(79)90099-0)

Grum, J.; Kisin, M. Influence of microstructure on surface integrity in turning-part 2: the influence of a microstructure of the work piece material on cutting forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 43, p. 1545–1551, 2003.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00200-1](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00200-1)

Huo, D.; Cheng, K. A dynamics-driven approach to precision machines design for micro-manufacturing and its implementation perspectives. *Journal of Engineering Manufacture*, v.222, n. 1, pp. 1-13, 2008.

<https://doi.org/10.1243/09544054JEM839>

HESHMAT, H. US Patent WO2011044110 A3, de 13/10/2011, com International Publication Number PCT/US2010/051451, de 05/10/2010, sob o título: High speed machining center.

IMOA International Molybdenum Association. Orientações práticas para processamento dos aços inoxidáveis duplex. Londres, 2 ed., p. 64, 2012.

Jackson, M. J. *Microfabrication and Nanomanufacturing*. CRC Press, Boca Raton – FL, 2006, 388p, EUA.

JAWAHIR, I. S.; BRINKSMEIER, E.; SAOUBI, R. M.; ASPINWALL, D. K.; OUTEIRO, J. C.; MEYER, D.; UMBRELLO, D.; JAYAL, A. D. Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, v. 60, n. 2, p. 603-626, 2011.

JUN, B. G.; BOURNE, K.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. Estimation of effective error parameters in high-speed micro-endmilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. V. 126, n. 9, p. 1447-1454, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.09.027>

Karpat, Y. Investigation of the effect of cutting tool edge radius on material separation due to ductile fracture in machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 51, n.7, p. 541-546, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2009.05.005>

Kiswanto, G.; Zatian, D. L.; Ko, T. J. The effect of spindle speed, feed-rate and machining time to the surface roughness and burr formation of Aluminum Alloy 1100 in micro-milling operation. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 16, p. 435 – 450, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2014.05.003>

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

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

Lee, W.B.; Cheung, C.F.; To, S. A micro plasticity analysis of microcutting force variation in ultra-precision diamond turning. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 124, p. 170–177, 2002.

<https://doi.org/10.1115/1.1454108>

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

LEE, K., DORNFELD, D. A. A Study of Surface Roughness in the Micro-End-Milling Process. *Laboratory for Manufacturing and Sustainability. Consortium on Deburring and Edge Finishing*, 2004.

Lee, K.; Dornfeld, D.A. Micro-burr formation and minimization through process control. *Precision Engineering*, v. 29, p. 246–252, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2004.09.002>

Lekkala, R.; Bajpai, V.; Singh, K. R.; Joshi, S. S. Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling. *Precision Engineering*, v. 35, p. 625 - 637, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2011.04.007>

LI, H.; LAI, X.; LI, C.; FENG, J.; NI, J. Modelling and experimental analysis of the effects of tool wear, minimum chip thickness and micro tool geometry on the surface roughness in micro-end-milling. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, v. 18, pp.12, 2008. DOI: 10.1088/0960-1317/18/2/025006

<https://doi.org/10.1088/0960-1317/18/2/025006>

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*, 2015, pp. 13-19.

<https://doi.org/10.1115/IMECE2015-53632>

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

<https://doi.org/10.1115/1.1813469>

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

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

Machado, A. R.; Abrão, A. M.; Coelho, R. T.; Da Silva, M. B. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. São Paulo: Editora Blucher, 2011.

Malekian, M.; Mostofa, M. G.; Park, S. S.; Jun, M. B. G. Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 212 p. 553– 559, 2012.

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

Masuzawa, T. State of the art of micromachining. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Amsterdam, v. 49, n. 2, p. 473-488, 2000.

Mian, A. J.; Driver, N.; Mativenga, P.T. Identification of factors that dominate size effect in micro-machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 51, n. 5, p. 383-394, 2011.

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

MOLLER, B. High speed and precision—features of motorised spindles. In: A. Molinari, D. Dudzinski, H. Schulz (Eds.), *High Speed Machining* (1, vol. 1), University of Metz, France, p. 116– 128, 1997. Apud ROBINSON, G.M.; JACKSON, M. J. A review of micro and nanomachining from a materials perspective. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 167, p. 316–337, 2005.

Mougo, A. L. Microfresamento do Aço Superduplex: Uma Comparação Mecânica com os Aços Inoxidáveis Austenítico e Ferrítico para as forças de Usinagem e Avaliação da Superfície Usinada. Tese de Doutorado, UFRJ, 2016.

Ng, C. K.; Melkote, S. N.; Rahman, M.; Kumar A. S. Experimental study of micro and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 46, p. 929–36, 2006.

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

Okazaki, Y.; Mishima, N.; Ashida, K. Microfactory and Micro Machine Tools. 1st Korea-Japan Conference on Positioning Technology, Daejeon, Korea, 2002.

Özel T.; Liu, X.; Dhanorker, A. Modeling and Simulation of Micro-Milling Process. In: *Proc. of the 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds*, p. 167-174, 2007.

Picarelli, T. C. Microfresamento: Estudo e Aplicação do Processo. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção. Universidade Metodista de Piracicaba, 2015.

Piljek, P.; Keran, Z.; Math, M. Micromachining – review of literature from 1980 to 2010. *Interdisciplinary Description of Complex Systems*, v. 12(1), p. 1-27, 2014

<https://doi.org/10.7906/indexs.12.1.1>

Robinson, G.M.; Jackson, M. J. A review of micro and nanomachining from a materials perspective. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 167, p. 316–337, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.06.016>

ROBINSON, G.M. Wear of nanostructured coated cutting tools during mixed scale machining. Ph.D. Thesis, Purdue University, USA, 2007.

Robinson, G. M.; Jackson, M. J.; Whitfield, M. D. A review of machining theory and tool wear with a view to developing micro nano machining processes. *Journal of Materials Science*, v. 42, n. 6, p. 2002 - 20015, 2007.

<https://doi.org/10.1007/s10853-006-0171-z>

Rodrigues, A. R. Estudo da geometria das arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005. 227 p.

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.

SANDVIK COROMANT. Disponível em: <http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/general_turning/how-to-achieve-good-component-quality/turning-in-different-materials/stainless-steel-turning>. Acesso em 15 de novembro de 2016.

Schaller, T.; Bohn, L.; Mayer, J.; Schubert, K. Microstructure grooves with a width of less than 50 nm cut with ground hard metal micro end mills. *Precision Engineering*. v. 23, p. 229–235, 1999.

[https://doi.org/10.1016/S0141-6359\(99\)00011-2](https://doi.org/10.1016/S0141-6359(99)00011-2)

Shaw, M.C. *Metal Cutting Principles*. Oxford University Press, Londres, 1986.

Siddhpuraa, M.; Pauroballya, R. A review of chatter vibration research in turning. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 61, p. 27-47, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.05.007>

STEMMER, C. E. *Ferramentas de corte I*. Editora da UFSC. Florianópolis, 3 ed., 1993. 249 p.p.

Swain, N.; Venkatesh, V.; Kumar, P.; Srinivas, G.; Ravishankar, S.; Barshilia, H. C. An experimental investigation on the machining characteristics of Nimonic 75 using uncoated and TiAlN coated tungsten carbide micro-end mills. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2016.

Tanaka, M. Development of desktop machining microfactory. *Riken Review*, 34, p. 46–49, 2001.

To, S.; Lee, W.B.; Chan, C.Y. Ultraprecision diamond turning of aluminium single crystals. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 63, p. 157–162, 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(96\)02617-9](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(96)02617-9)

Tobias, S. A. Machine tool vibration research. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, v. 1, p. 1–14, 1961.

[https://doi.org/10.1016/0020-7357\(61\)90040-3](https://doi.org/10.1016/0020-7357(61)90040-3)

Trent, E.M.; Wright, P.K. *Metal Cutting*. 4th Edition, Butterworth Heinemann, Oxford, 2000.

Uriarte, L.; Ivanov, A.; Oosterling, H.; Staemmler, L.; Tang, P. T.; Allen, D. Comparison between Microfabrication Technologies for Metal Tooling. International Conference on Multi-Material Micro Manufacture (4 M), 2005.

URIARTE, L.; AZCARATE, S.; HERRERO, A. Mechanistic modelling of the micro-end milling operation. In: Fillon, W. M. D. (Ed.), 4M – Second International Conference on Multi-Material Micro Manufacture, Elsevier, p. 237-240, 2006.
<https://doi.org/10.1016/B978-008045263-0/50053-2>

Vázquez, E.; Amaro, A.; Ciurana, J.; Rodríguez, C. A. Process planning considerations for micromilling of mould cavities used in ultrasonic moulding technology. Precision Engineering, v. 39, p. 252 – 260, 2015.
<https://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.

Vogler, M.P.; Devor, R.E.; Kapoor, S.G. On the modeling and analysis of machining performance in micro-endmilling, Part I: surface generation. Journal of Manufacturing Science and Engineering, v. 126, p. 685–694. 2004.
<https://doi.org/10.1115/1.1813470>

VOLLERTSEN, F.; BIERMANN, D.; HANSEN, H.N.; JAWAHIR, I.S.; KUZMAN, K. Size effects in manufacturing of metallic components. {CIRP} Annals – Manufacturing Technology, v. 58, n.2, p. 566-587, 2009.

Weule, H. HUNTRUP, V.; TRITSCHLER, H. Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization. Annals of CIRP, v. 50, n. 1, p. 61-64, 2001.
[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62071-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62071-X)

Wiercigroch, M.; Budak, E. Sources of nonlinearities, chatter generation and suppression in metal cutting. Philosophical Transactions of the Royal Society a Mathematical Physical and Engineering Sciences. v. 359, p. 663-693, 2001.
<https://doi.org/10.1098/rsta.2000.0750>

Zhang, S.J.; To, S.; Wang, S.J.; Zhu, Z.W. A review of surface roughness generation in ultra-precision machining. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 91, p. 76-95, 2015.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.02.001>

Zhang, X.; Ehmann, K. F.; Yu, T.; Wang, W. Cutting forces in micro-end-milling processes. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 107, p. 21–40, 2016.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.04.012>

ZIBEROV, M.; SILVA, M. B.; JACKSON, M. J.; HUNG, W. N. P. Effect of Cutting Fluid on Micromilling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. Procedia Manufacturing. v. 5, p. 332-347, 2016.a

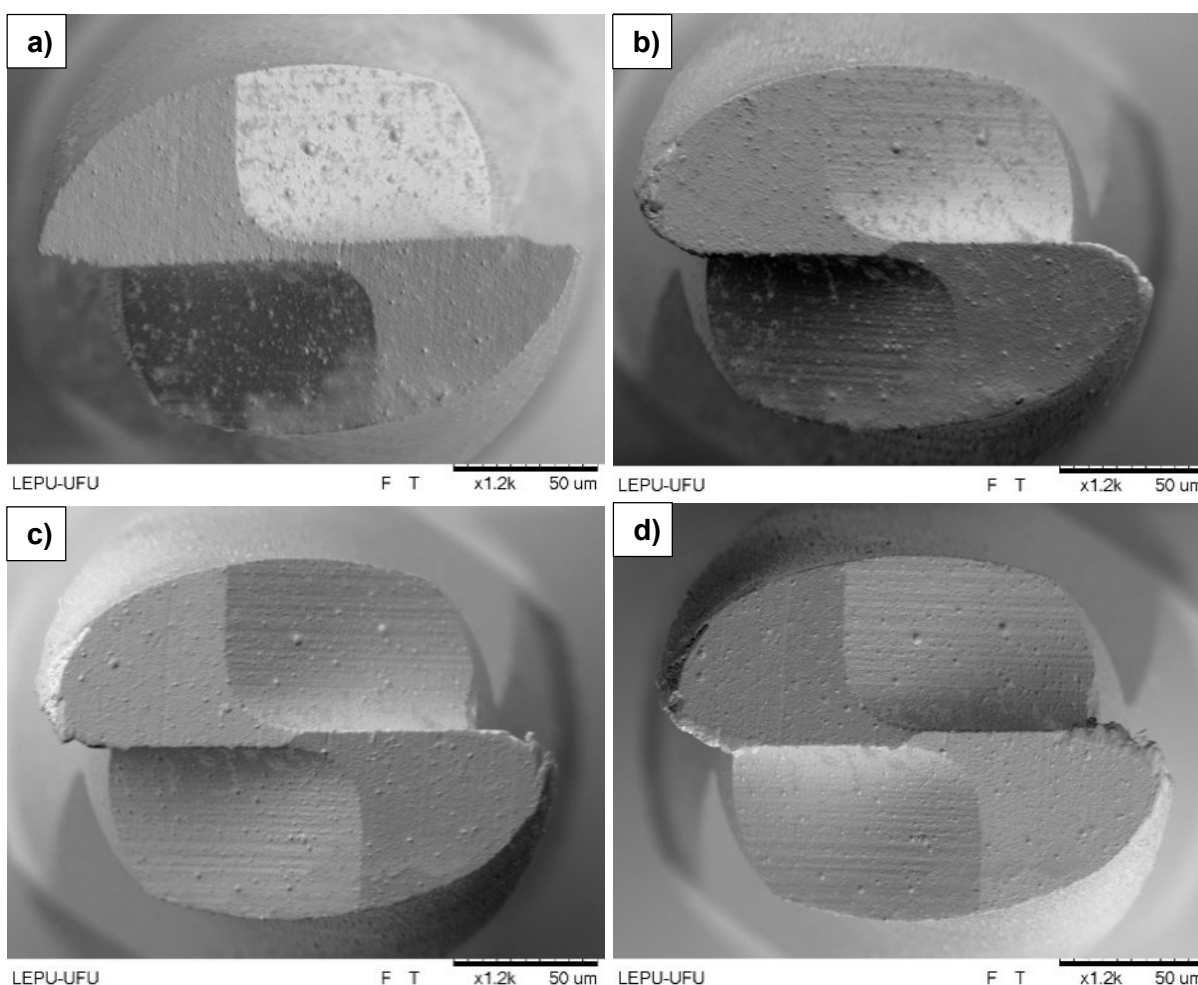
ZIBEROV, M.; CUNHA, D. F.; SILVA, M. B.; HUNG, W. N. P.; JACKSON, M.J. Principais aspectos do processo de microusinagem. Revista Máquinas e Metais, p. 28-37, 2016.b

Apêndice A

IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 1

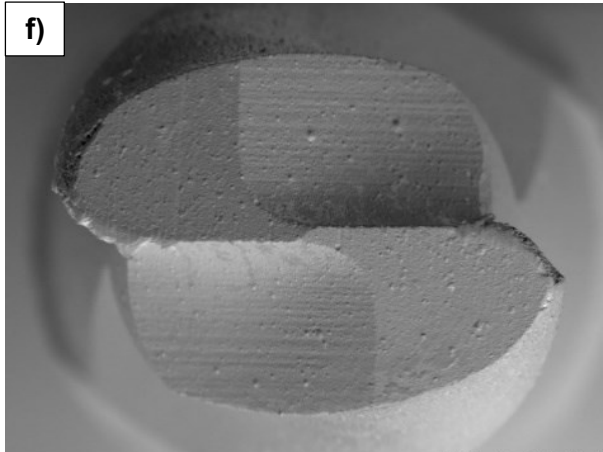
Neste apêndice são apresentadas primeiramente as imagens de topo da ferramenta com diâmetro de 200 μm , obtidas por MEV no ensaio 1, realizado com rotação de 40 000 rpm, v_c de 25 m/min, a_p de 40 μm , f_z 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$, v_f de 160 mm/min, seco.

Em (a) ferramenta nova, (b) após 1 passe, (c) após 5 passes, (d) após 10 passes, (e) após 17 passes, (f) após 22 passes, (g) após 27 passes, (h) após 32 passes, (i) após 37 passes e (j) após 42 passes.

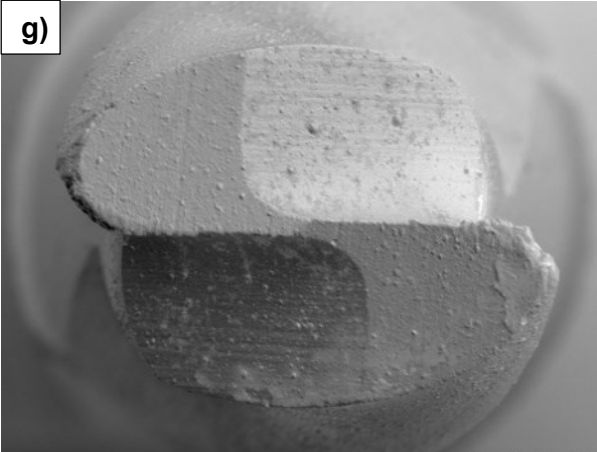




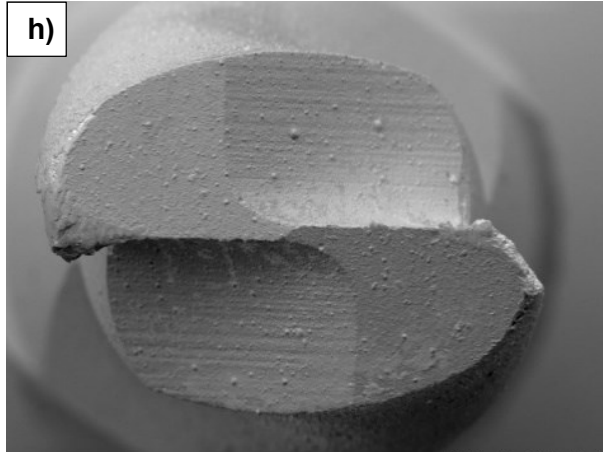
LEPU-UFU F T x1.2k 50 um



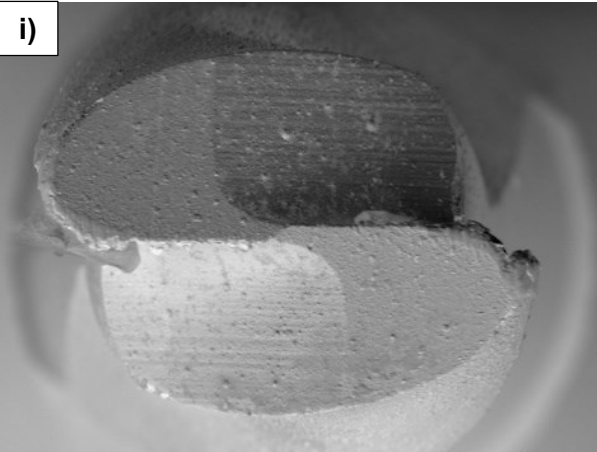
LEPU-UFU F T x1.2k 50 um



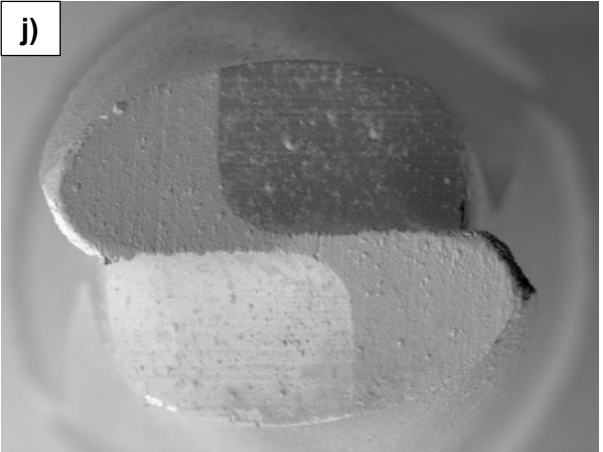
F T D3.8 x1.2k 50 um



LEPU-UFU F T x1.2k 50 um

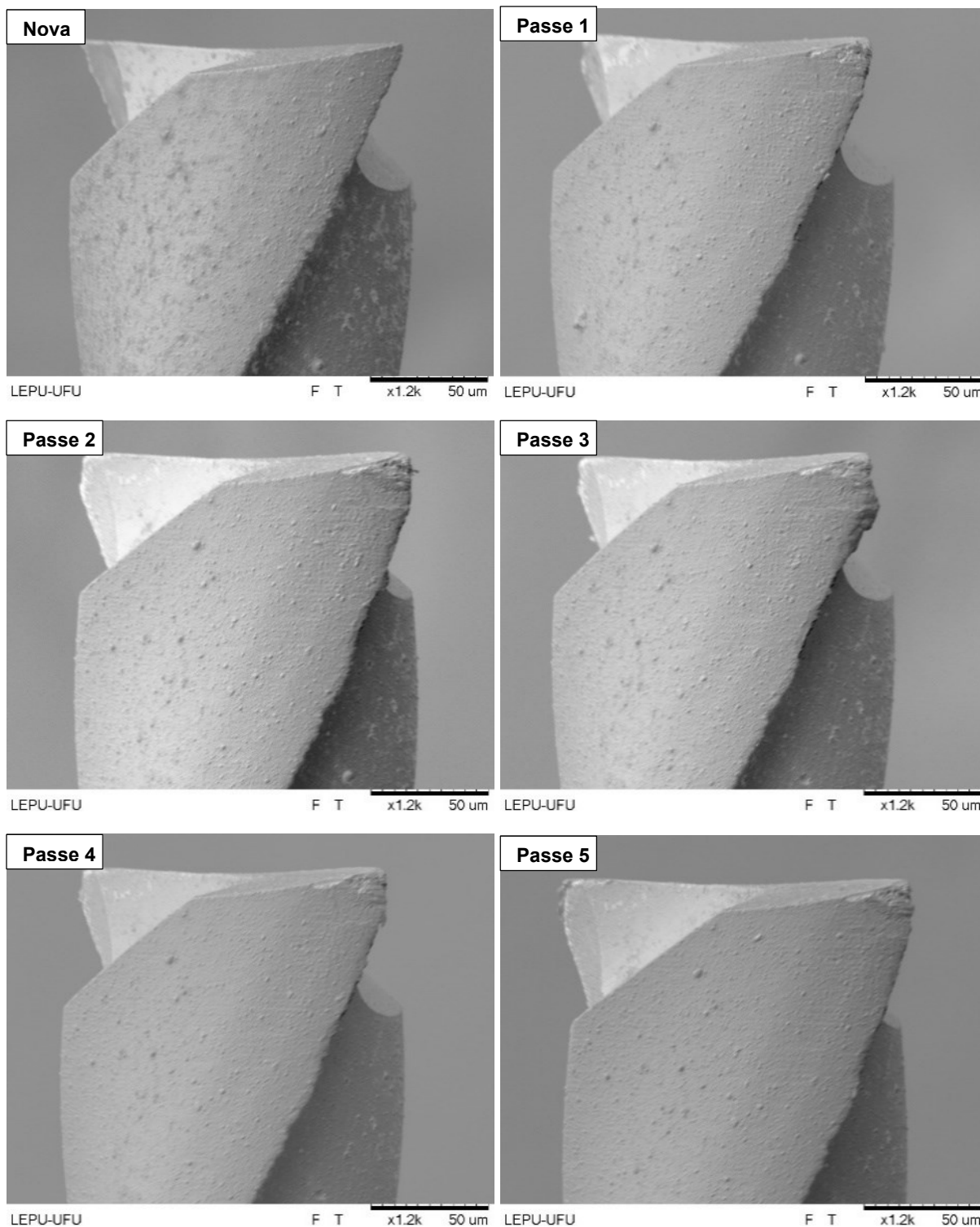


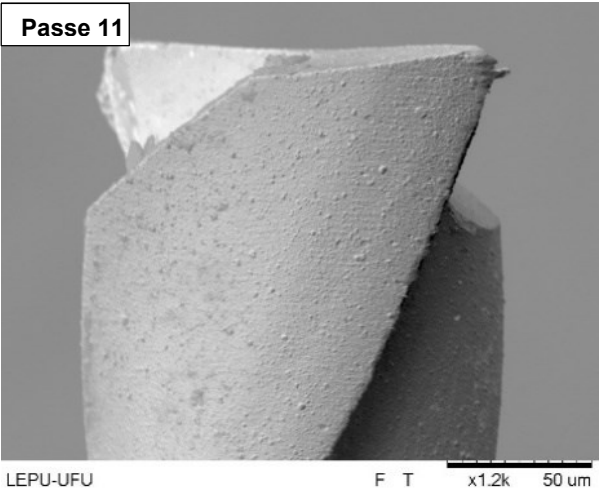
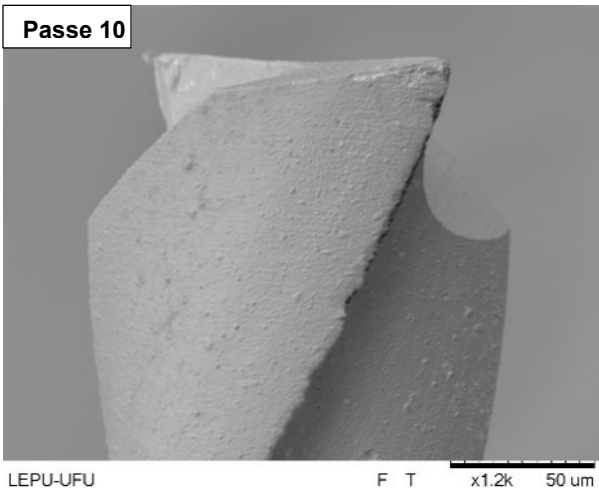
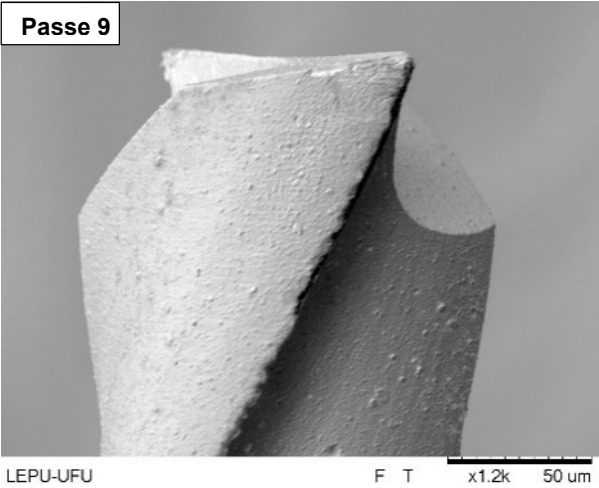
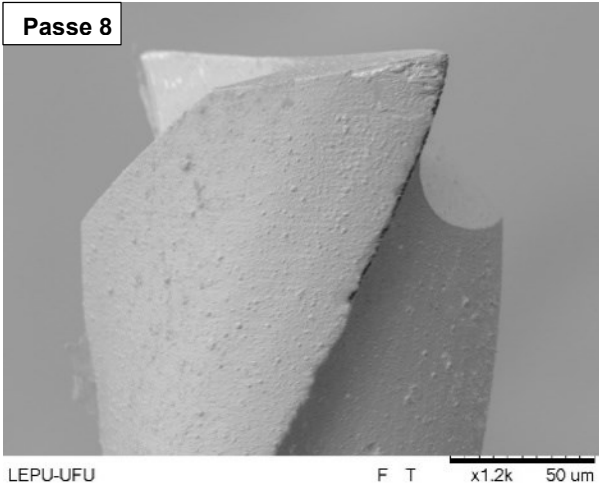
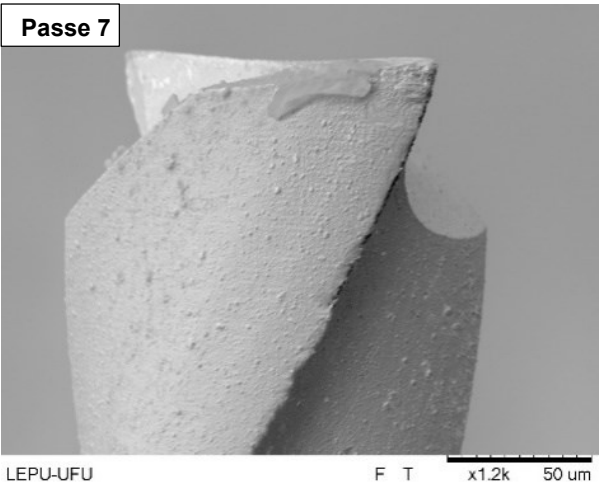
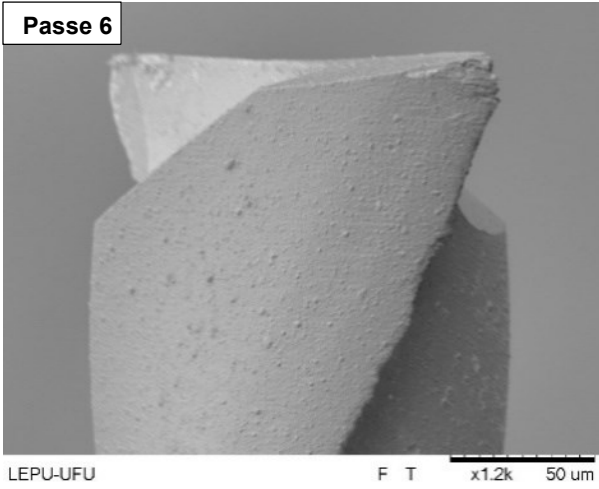
LEPU-UFU F T x1.2k 50 um

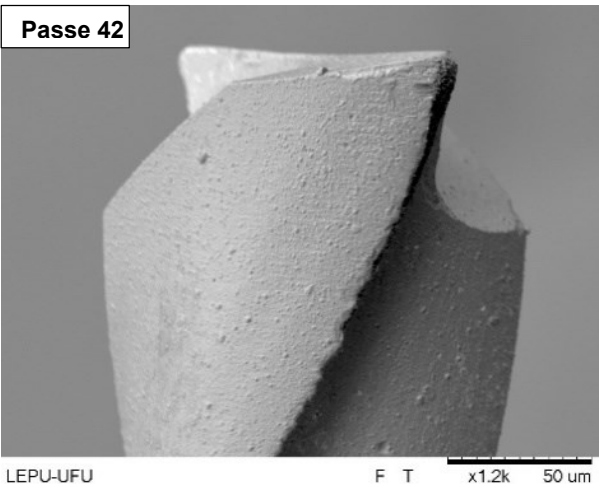
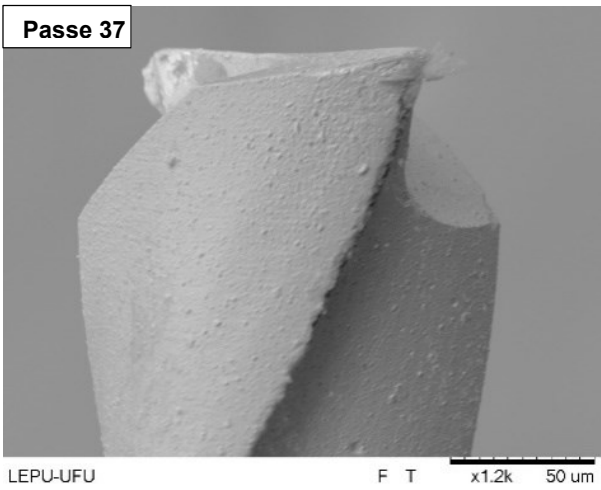
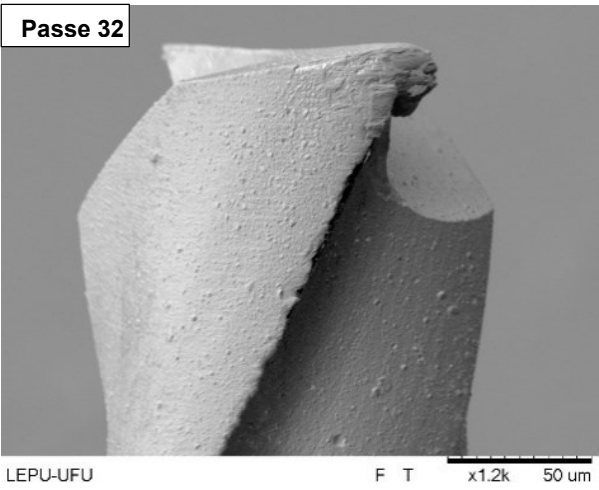
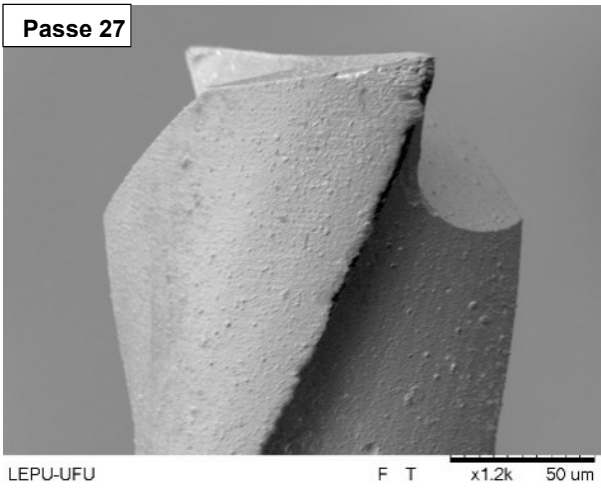
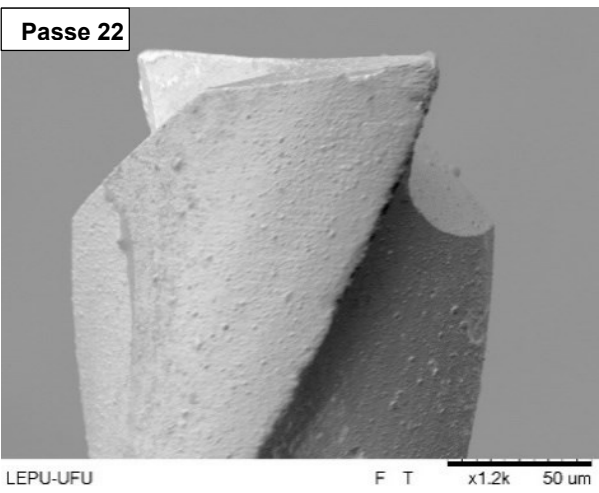
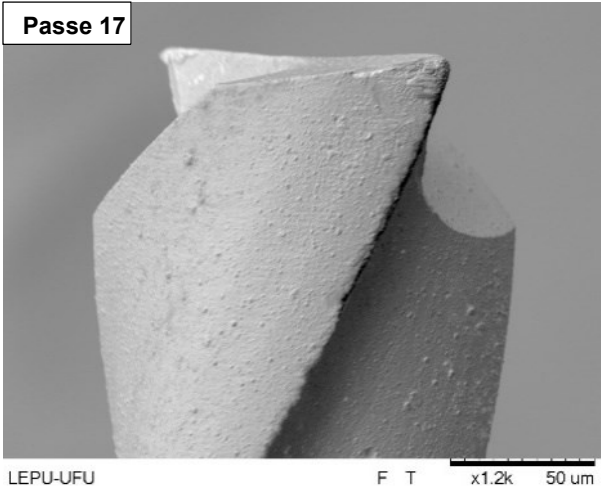


LEPU-UFU F T x1.2k 50 um

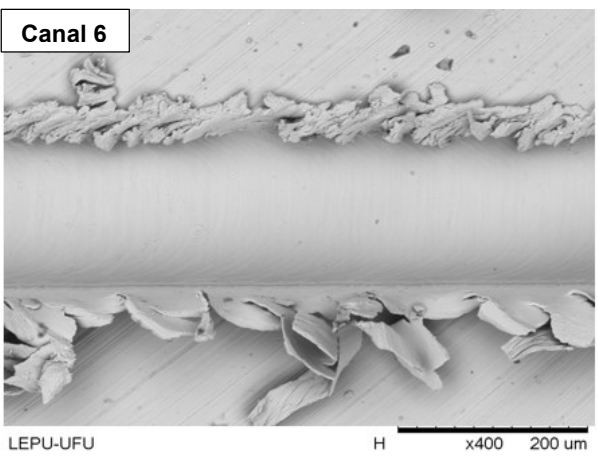
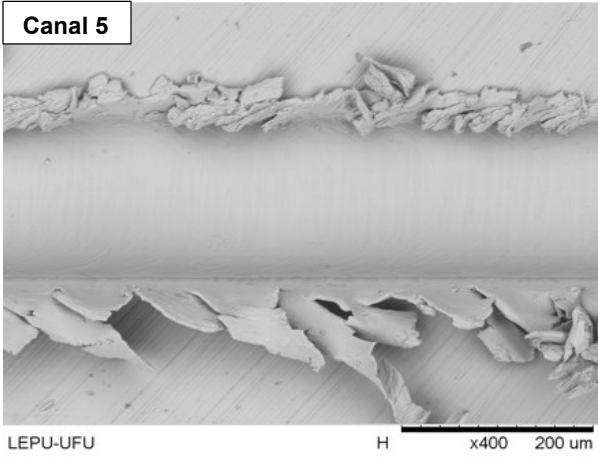
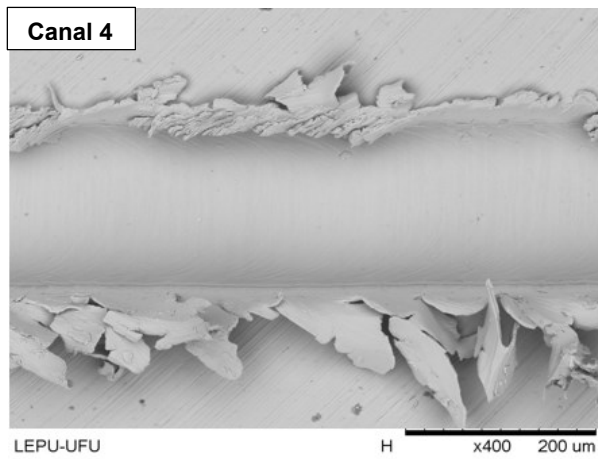
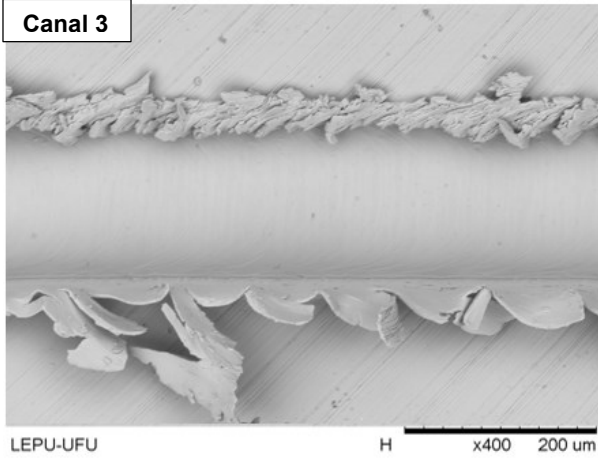
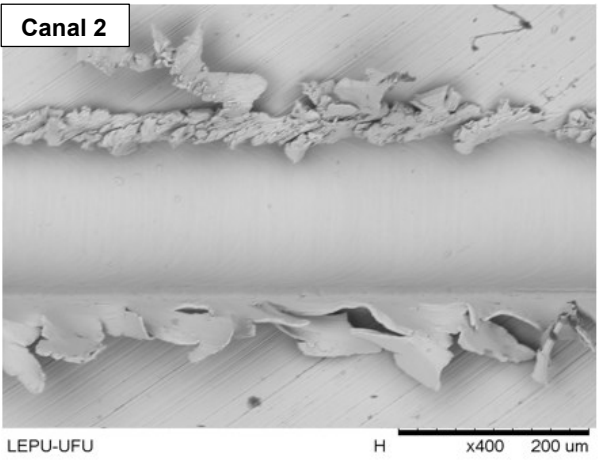
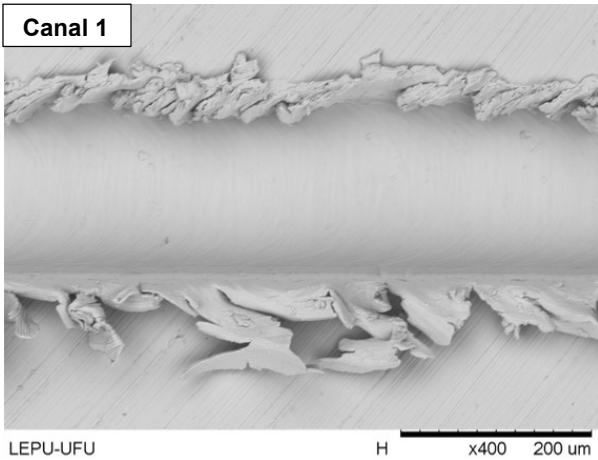
A seguir são apresentadas as imagens da microferramenta, superfície principal de folga:

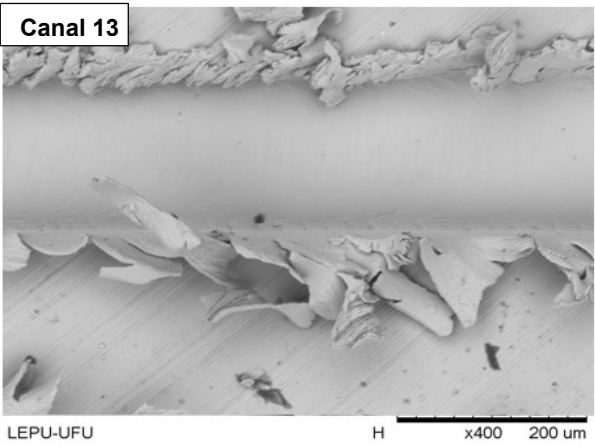
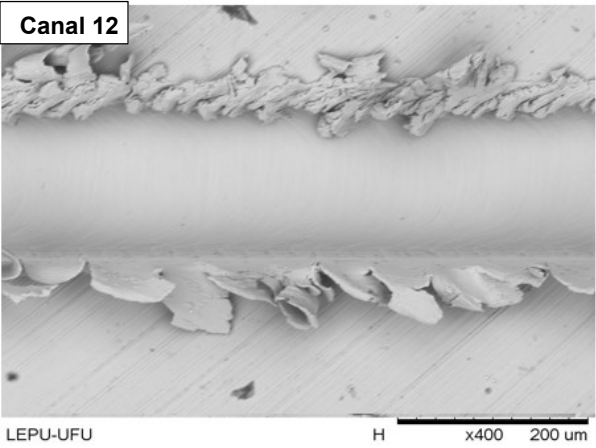
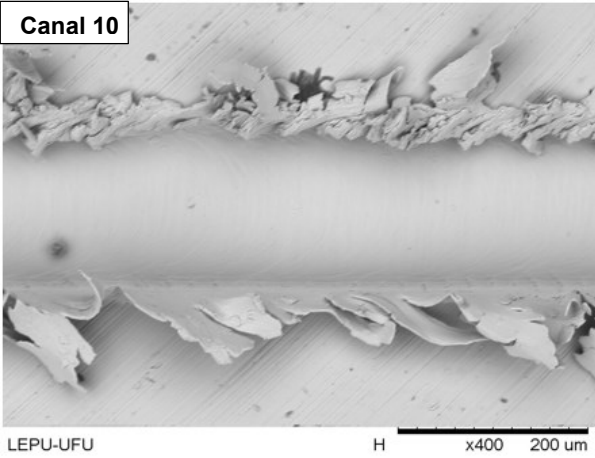
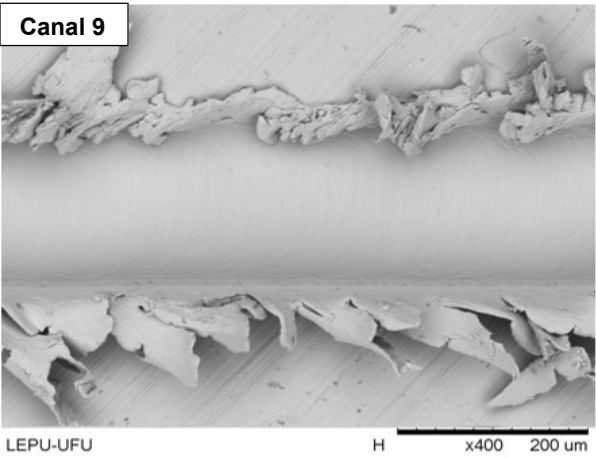
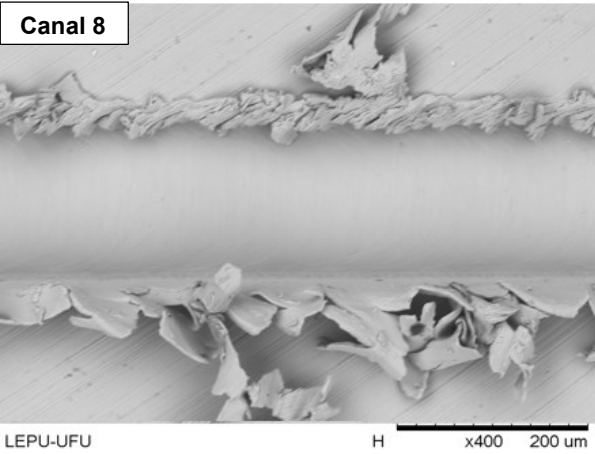
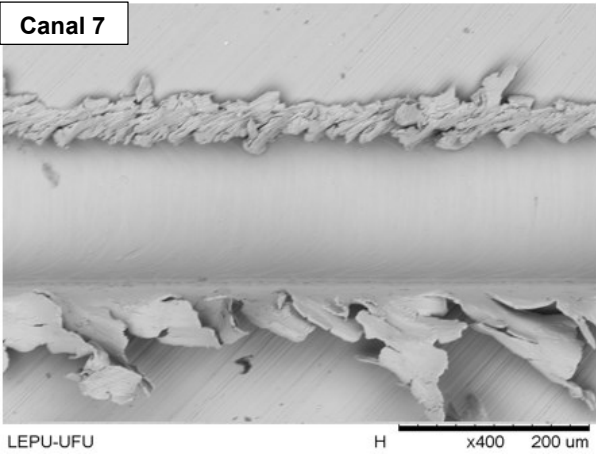


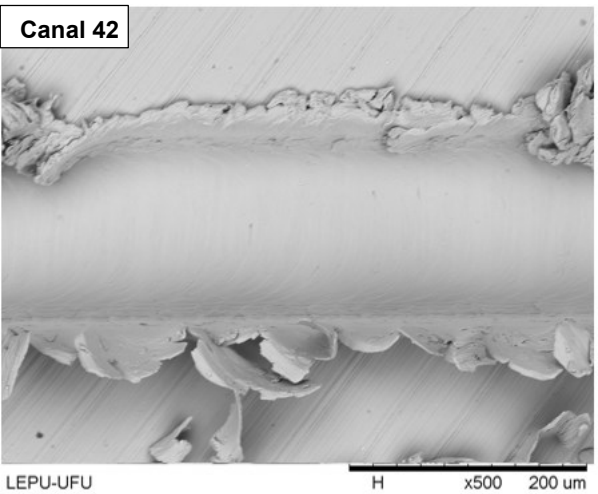
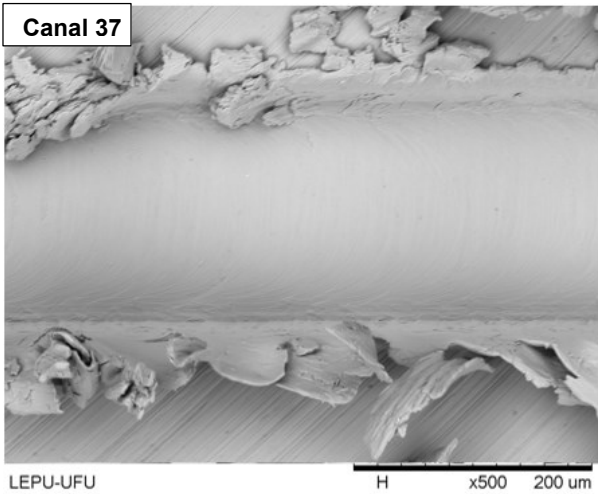
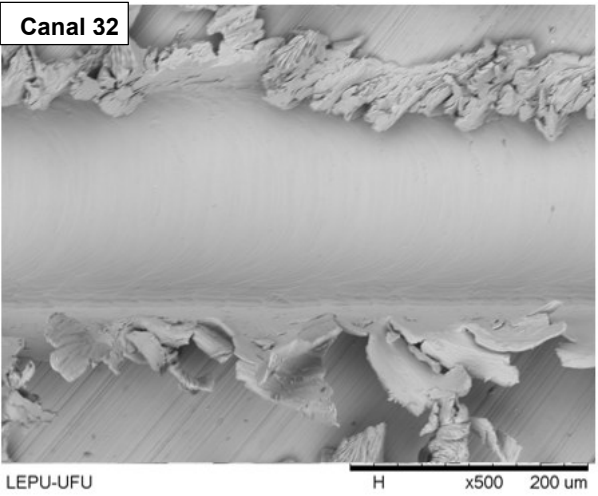
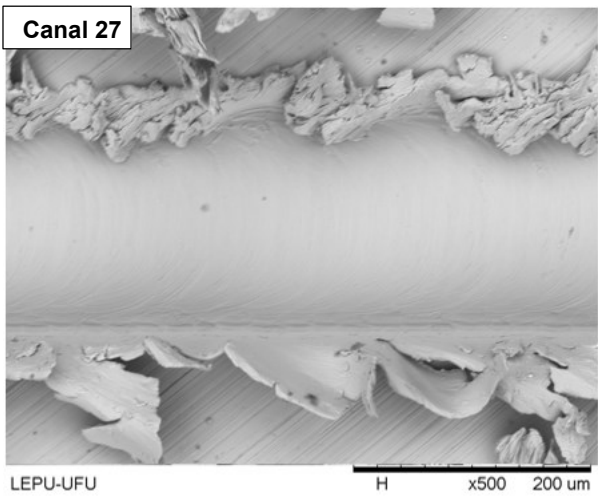
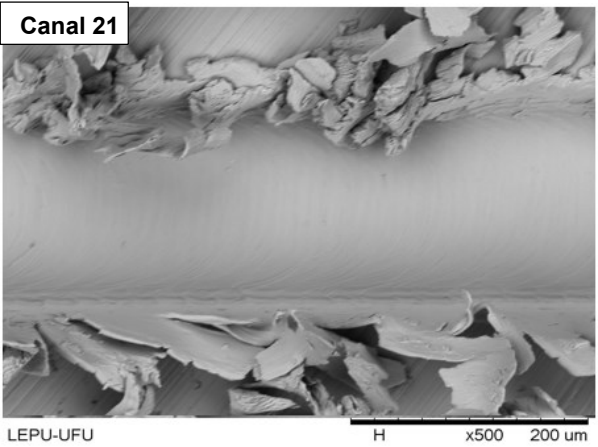
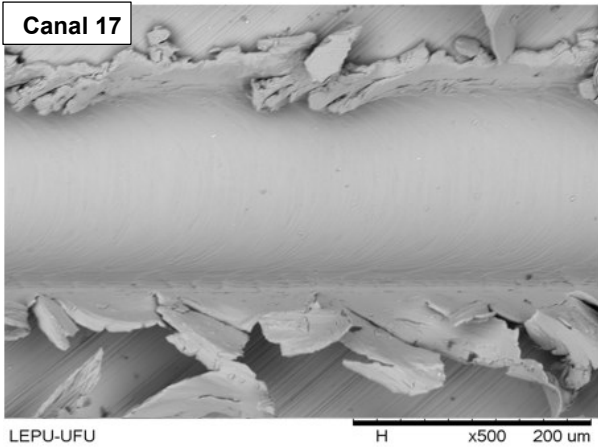




A seguir são apresentadas as imagens dos canais usinados e rebarba de topo:





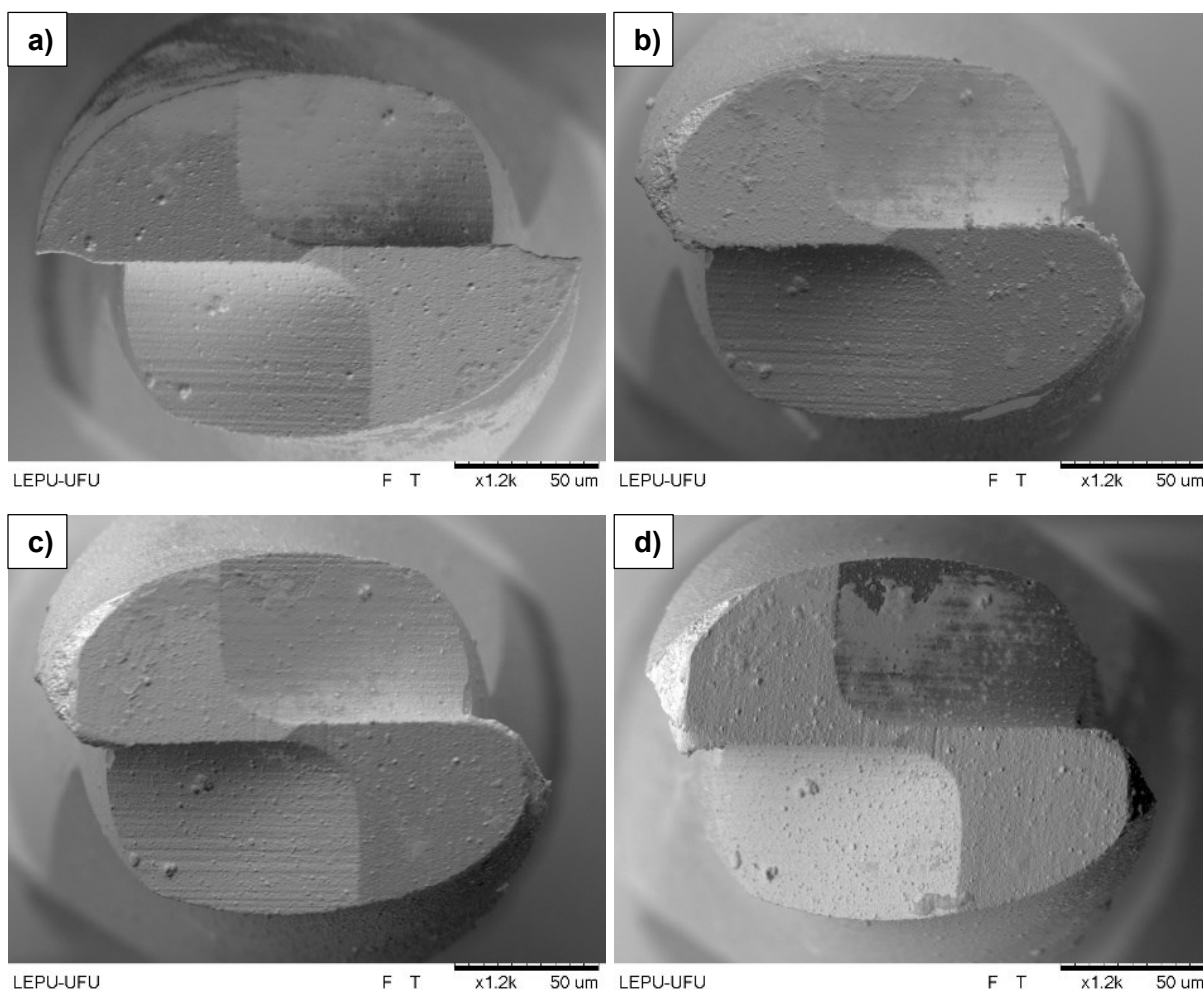


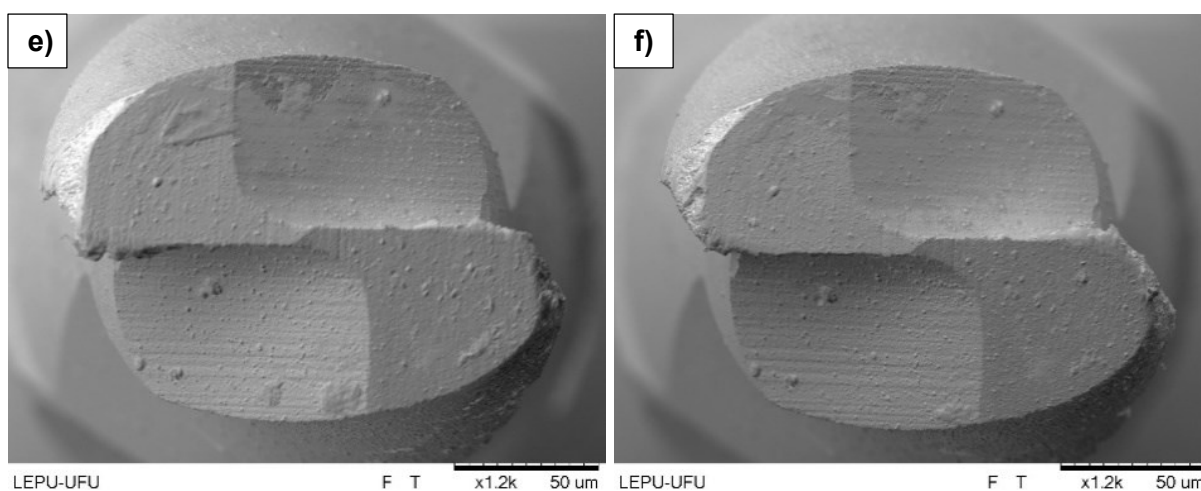
Apêndice B

IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 2

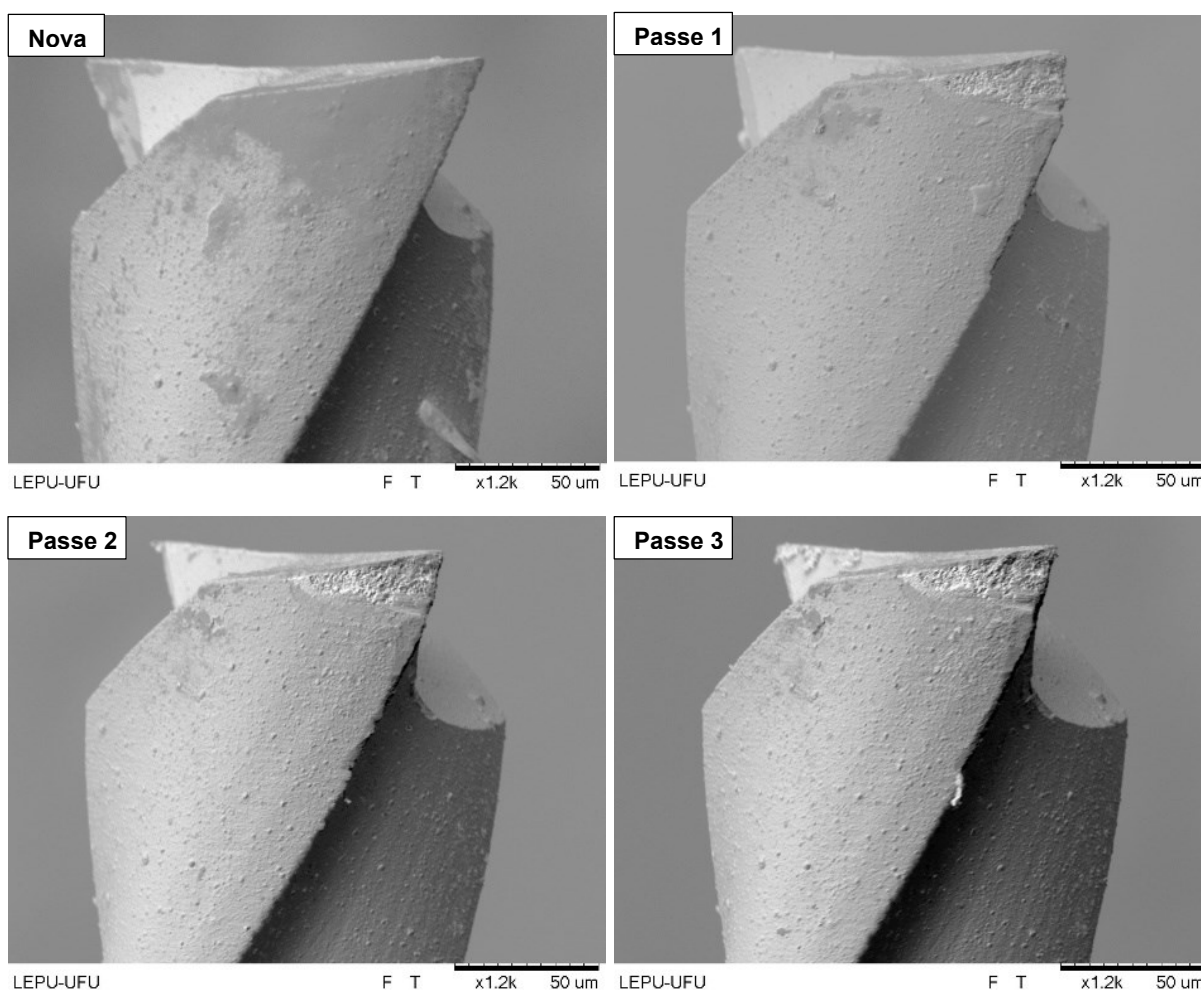
Neste apêndice são apresentadas primeiramente as imagens de topo da ferramenta com diâmetro de 200 μm , obtidas por MEV no ensaio 2, realizado com rotação de 60 000 rpm, v_c de 38 m/min, a_p de 40 μm , f_z 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$, v_f de 240 mm/min, seco.

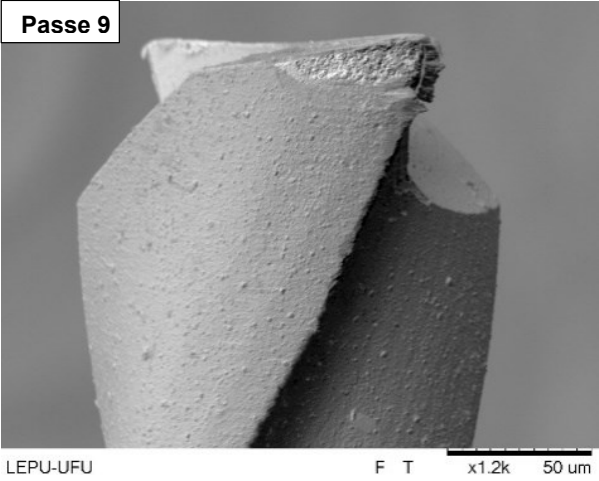
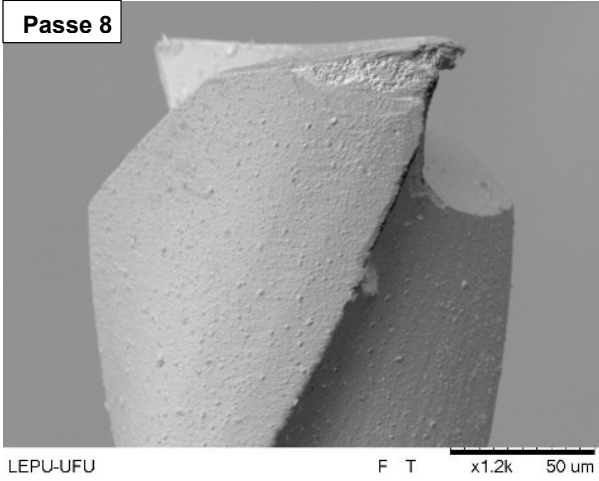
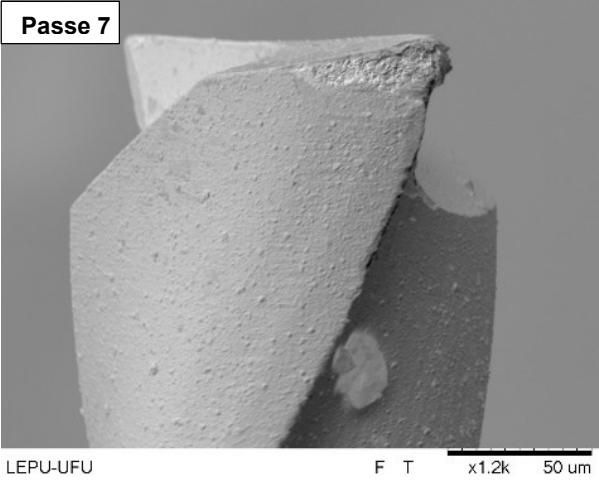
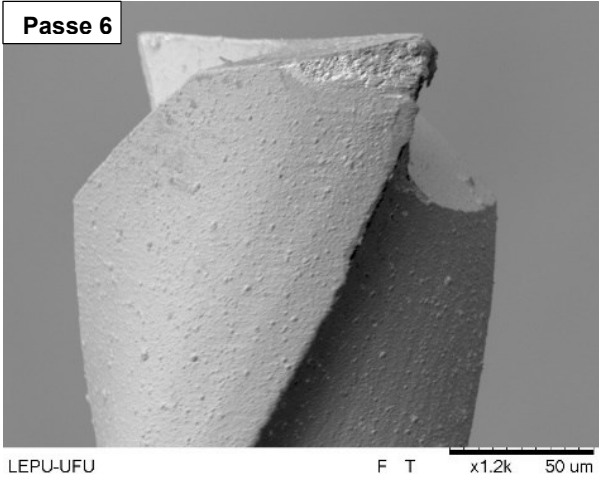
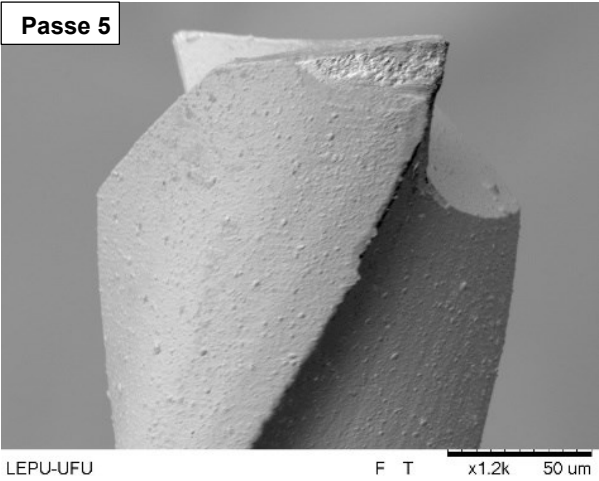
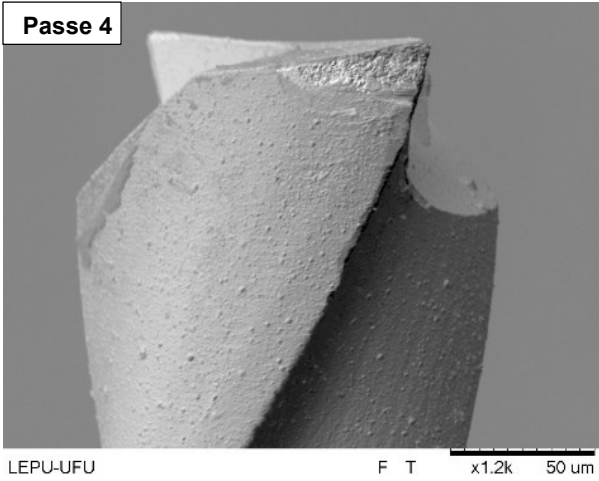
Em (a) ferramenta nova, (b) após 3 passe, (c) após 5 passes, (d) após 7 passes, (e) após 9 passes e (f) após 11 passes.

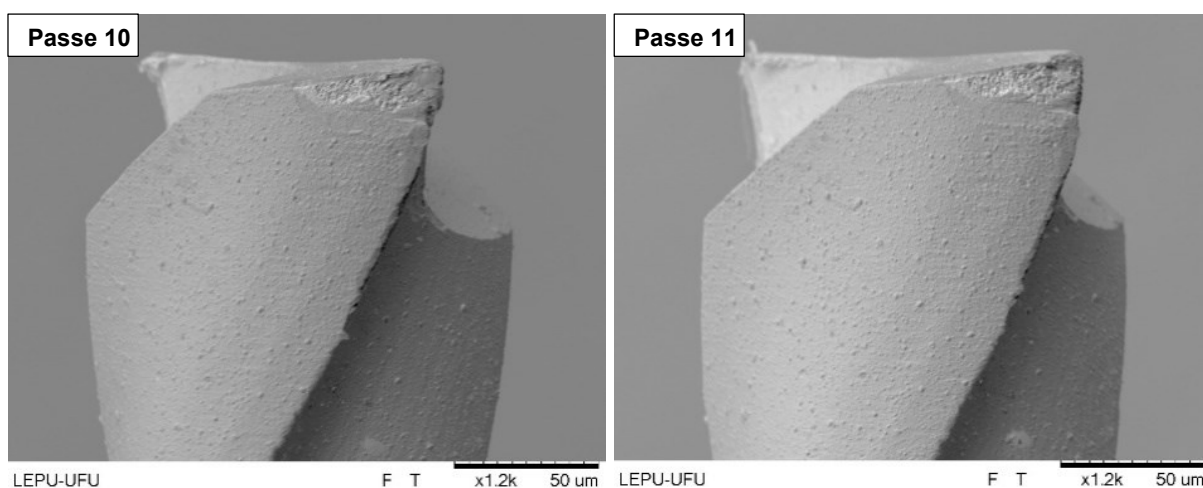




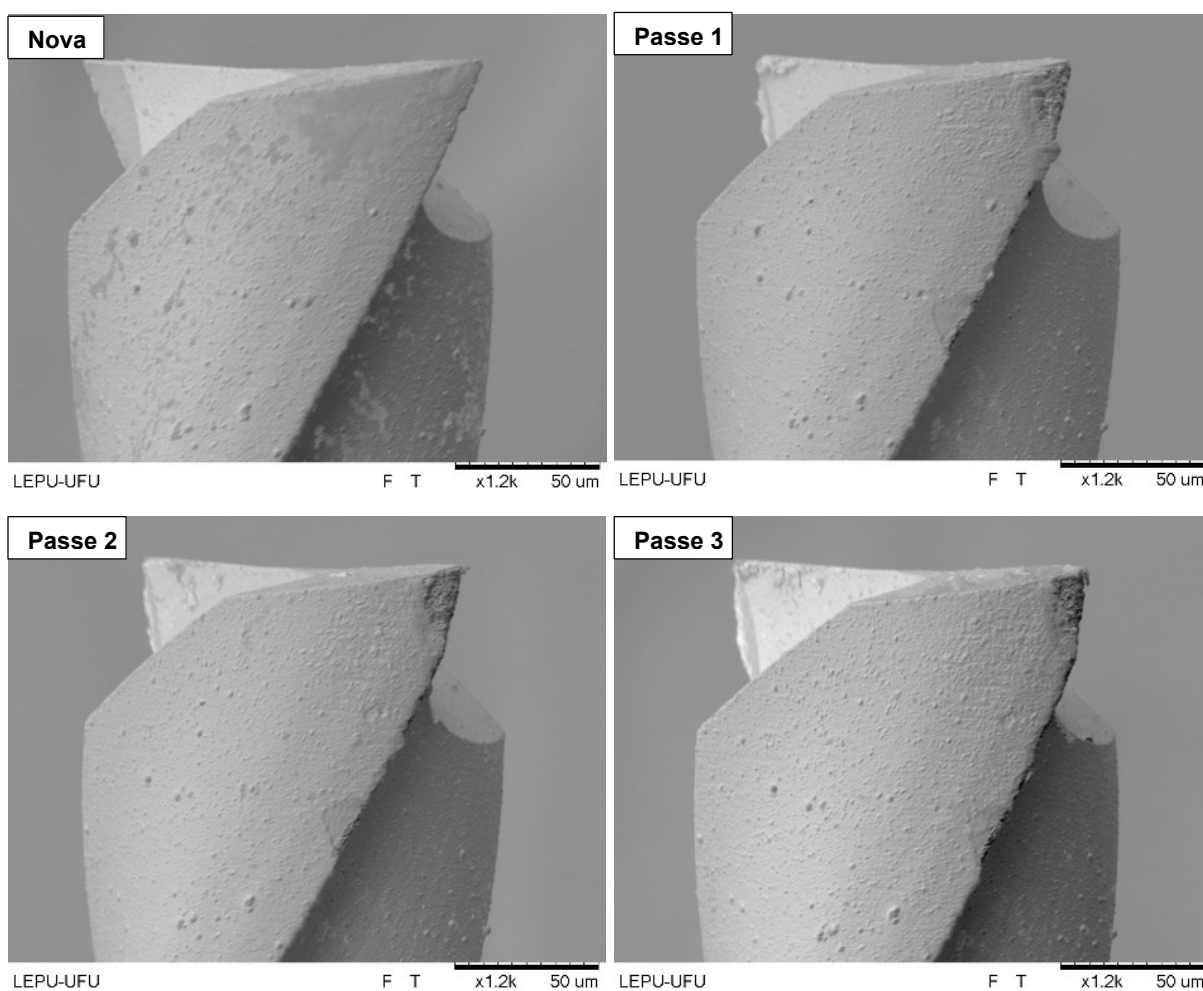
A seguir são apresentadas as imagens da microferramenta, superfície principal de folga, aresta 1:

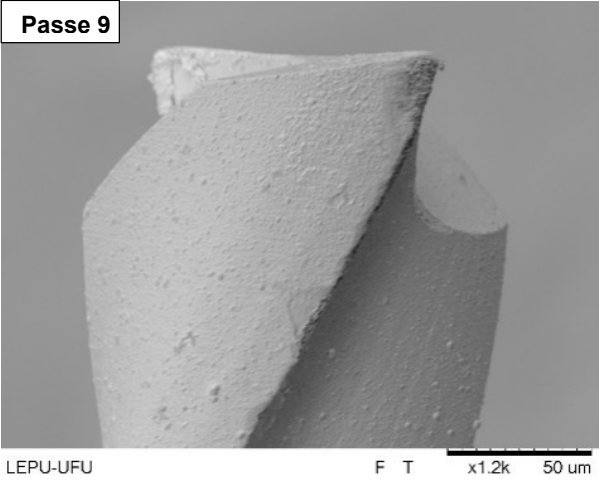
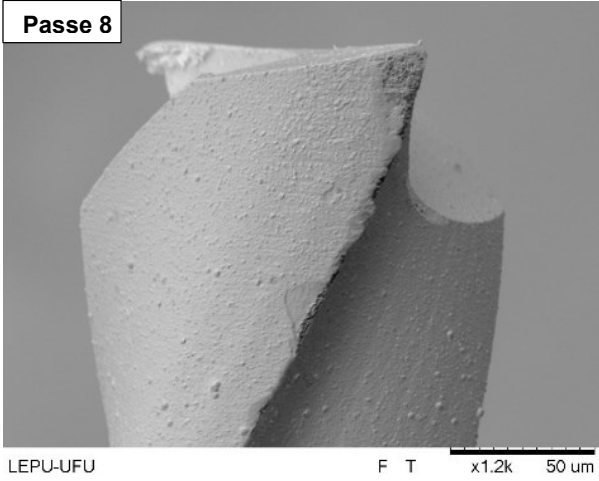
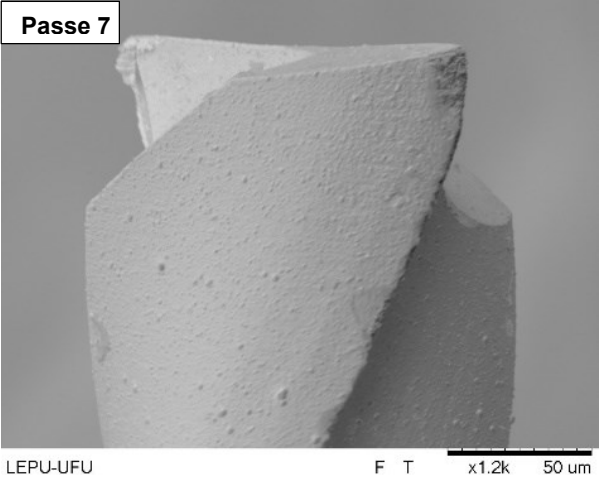
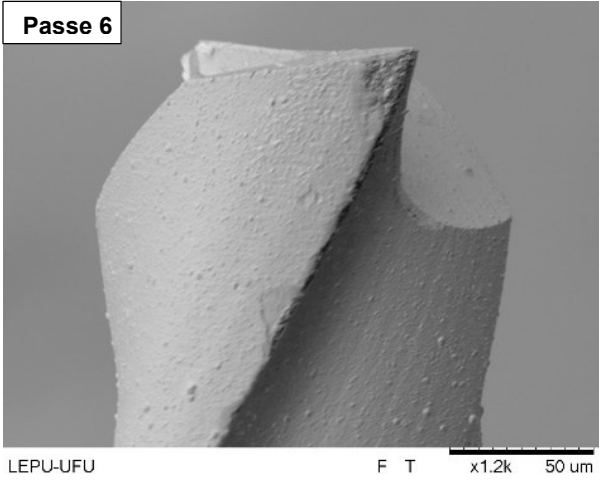
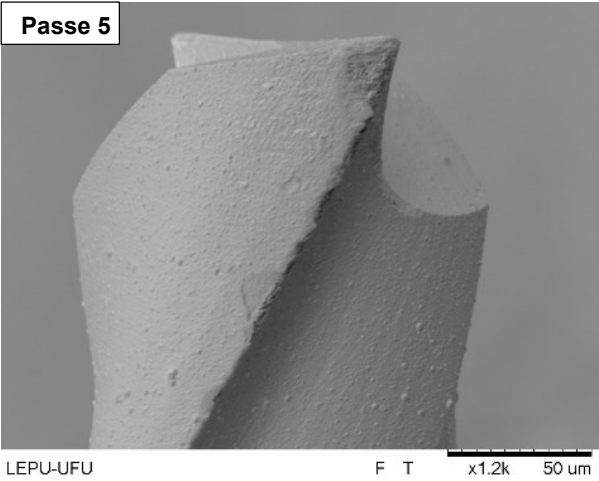
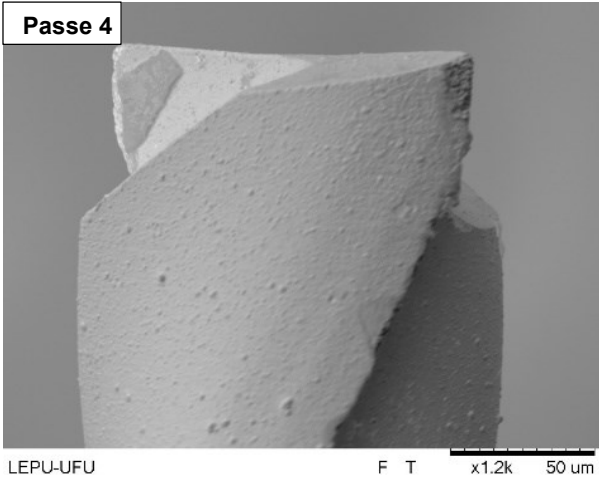


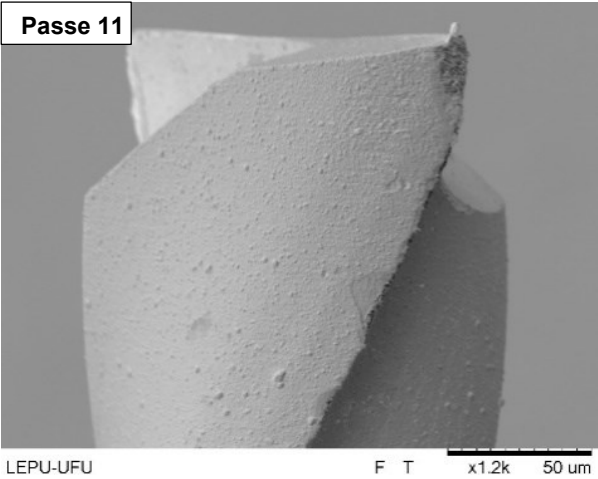
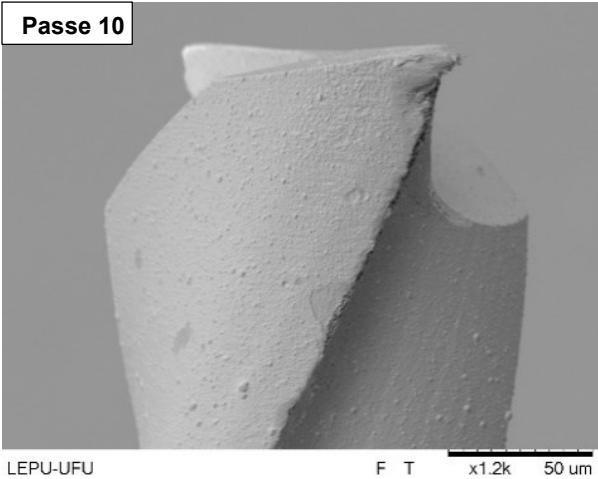




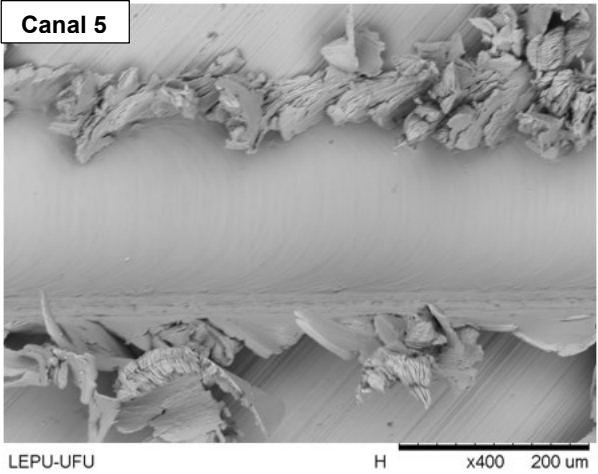
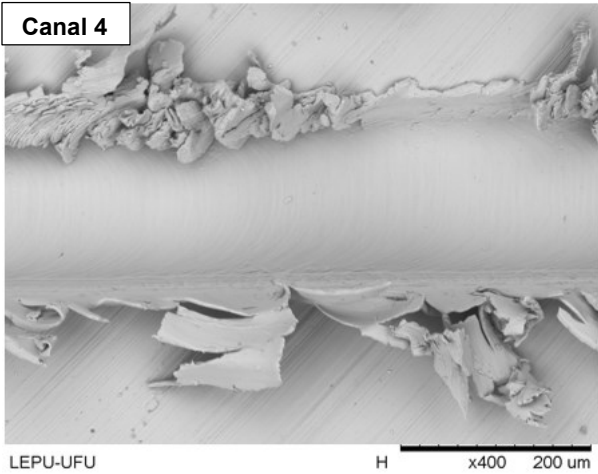
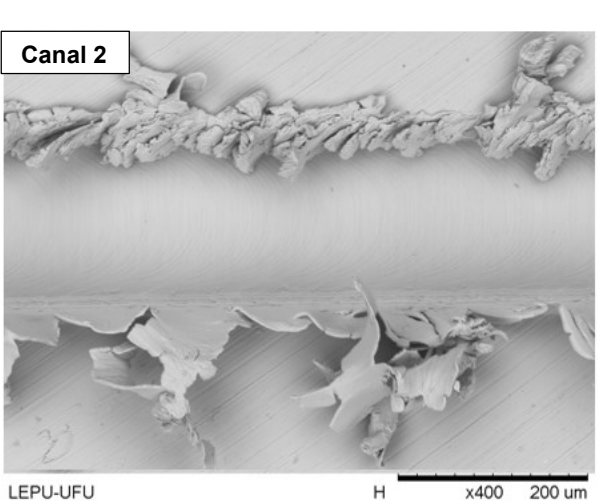
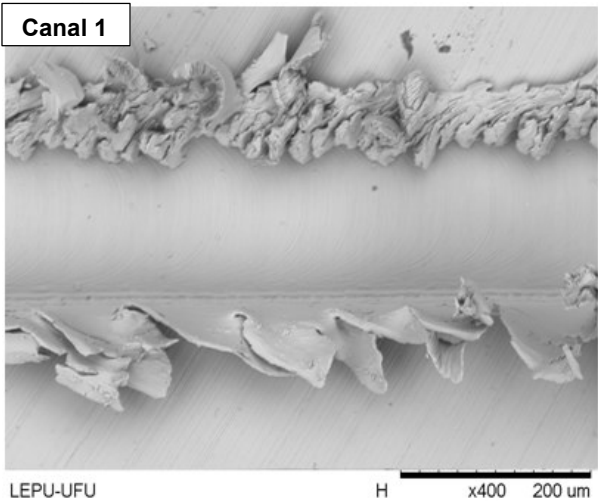
A seguir são apresentadas as imagens da microferramenta, superfície principal de folga, aresta 2:



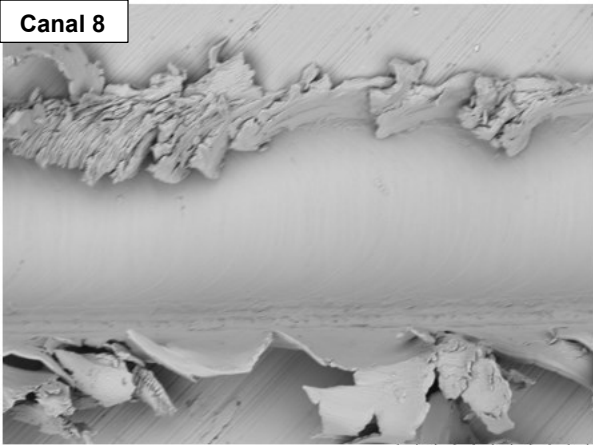




A seguir são apresentadas as imagens dos canais usinados e rebarba de topo:

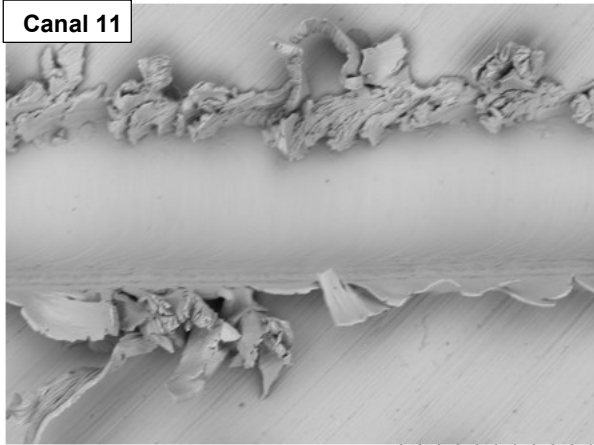


Canal 8



LEPU-UFU H x400 200 um

Canal 11

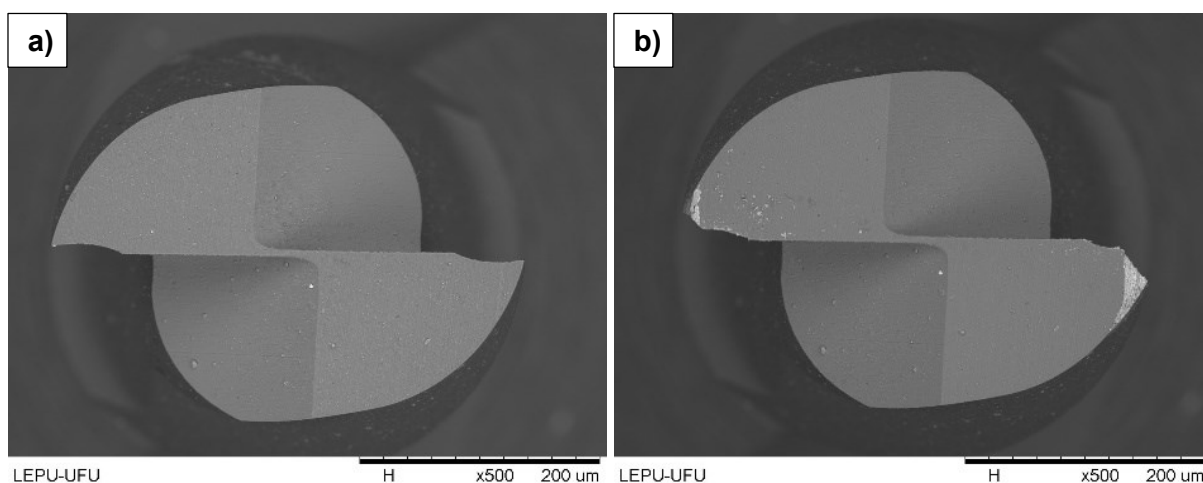


LEPU-UFU H x400 200 um

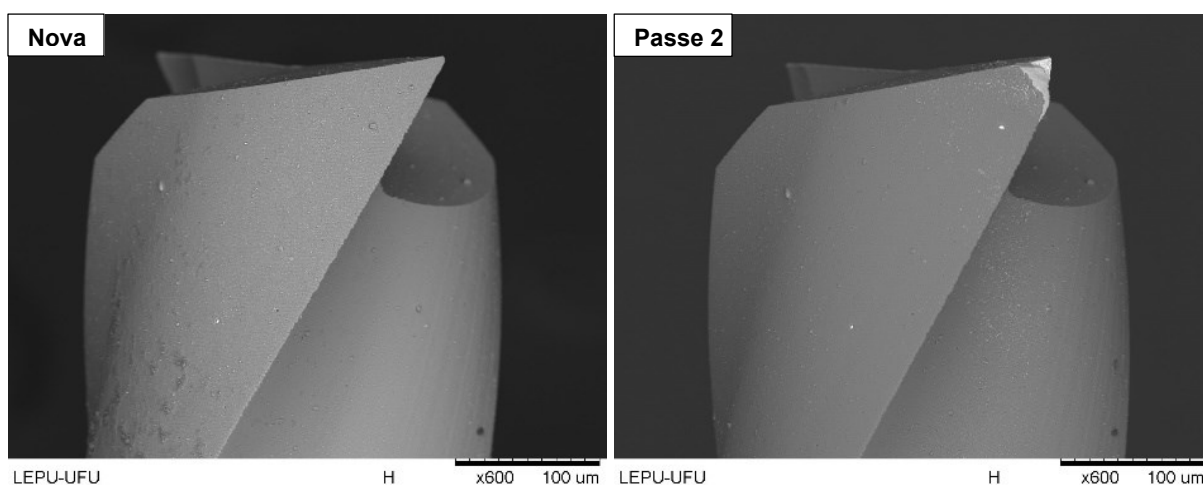
Apêndice C

IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 3

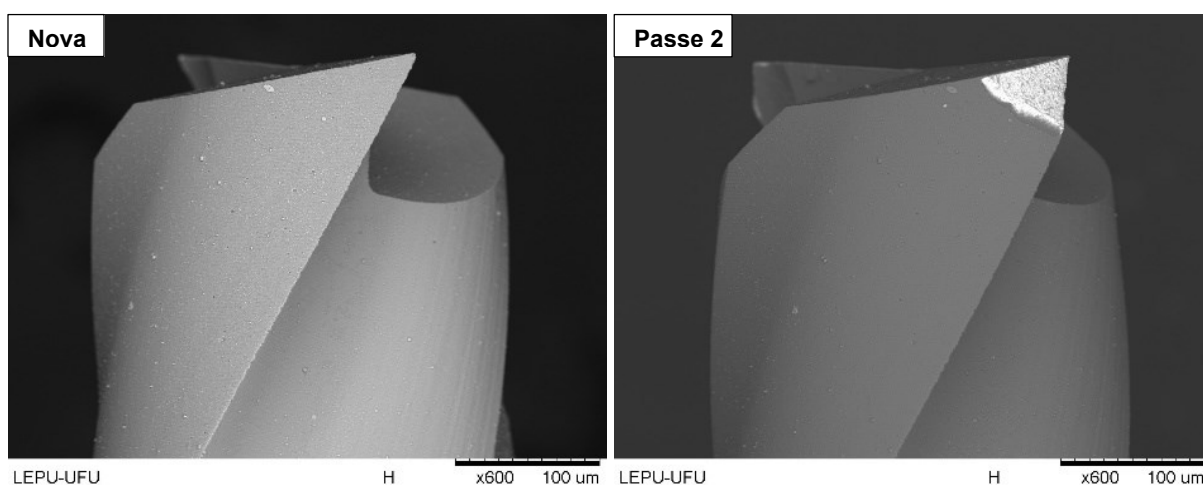
Neste apêndice são apresentadas as imagens de topo da ferramenta com diâmetro de 400 μm , obtidas por MEV no ensaio 3, realizado com rotação de 30 000 rpm, v_c de 38 m/min, a_p de 40 μm , f_z 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$, v_f de 120 mm/min, seco. Em (a) ferramenta nova, (b) após 2 passes.



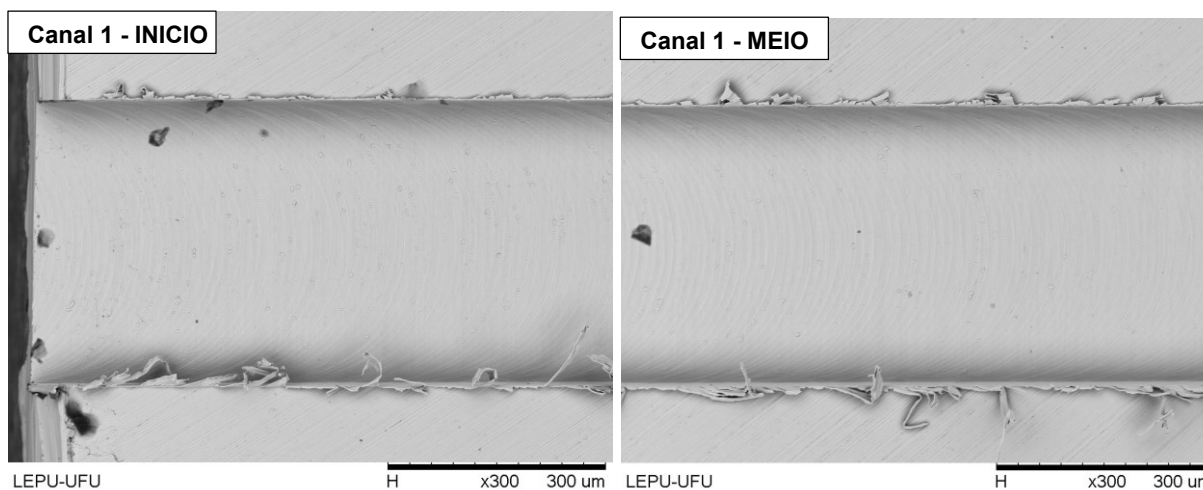
A seguir são apresentadas as imagens da microferramenta, superfície principal de folga, aresta 1:

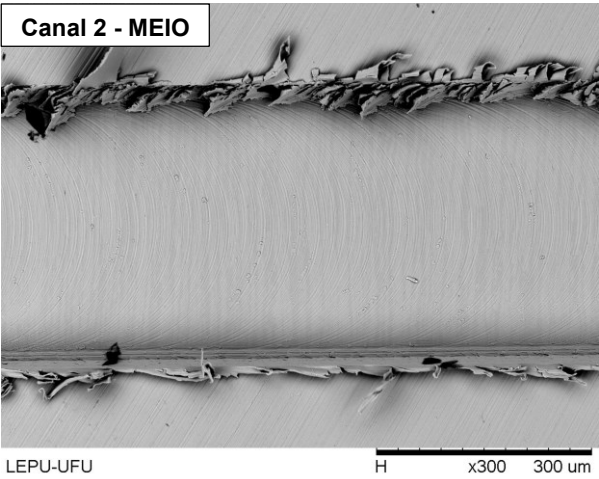
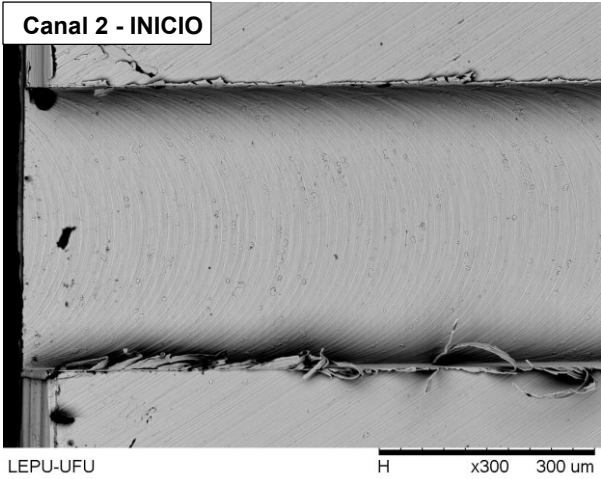


A seguir são apresentadas as imagens da microferramenta, superfície principal de folga, aresta 2:



A seguir são apresentadas as imagens dos canais usinados e rebarba de topo:

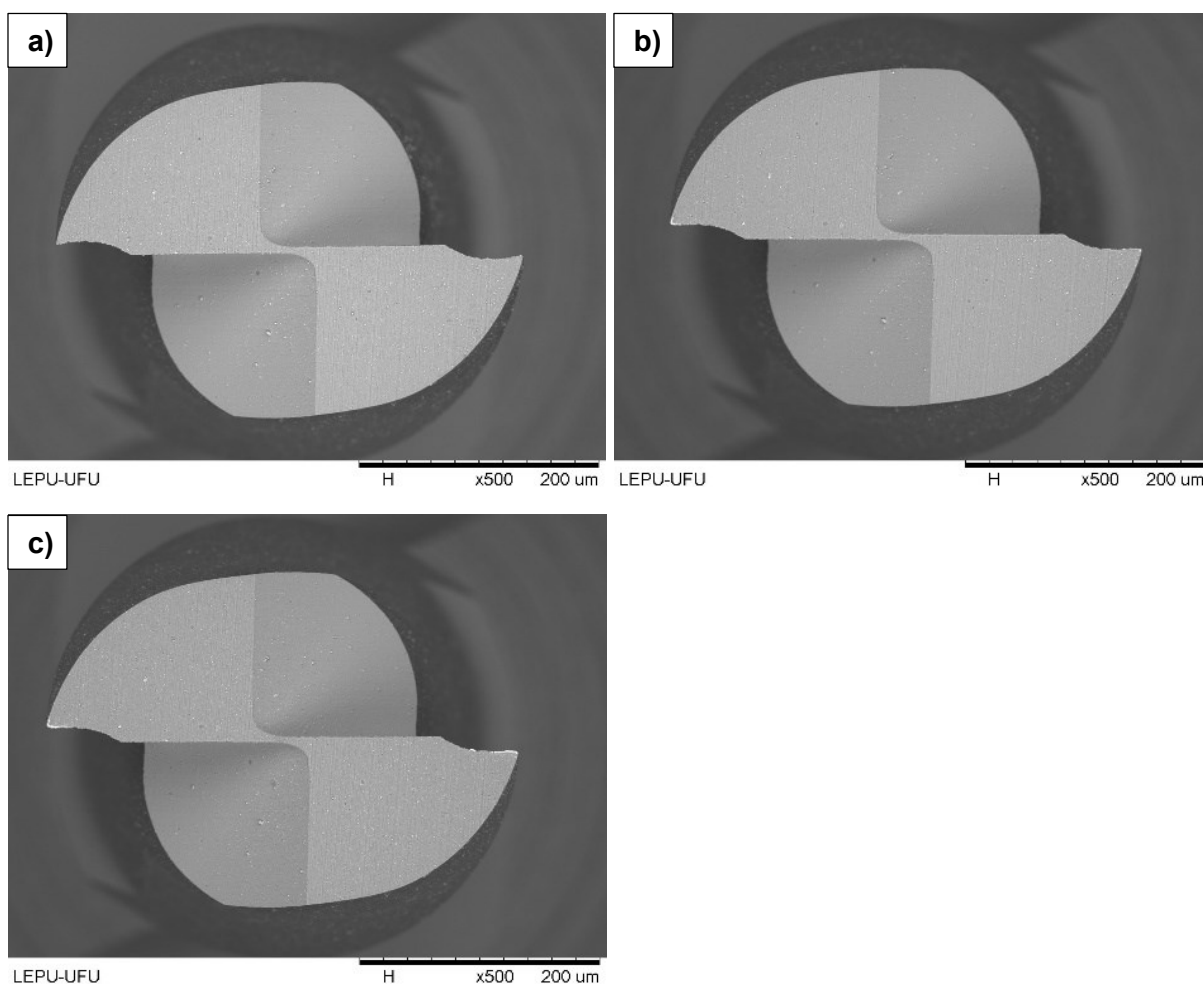




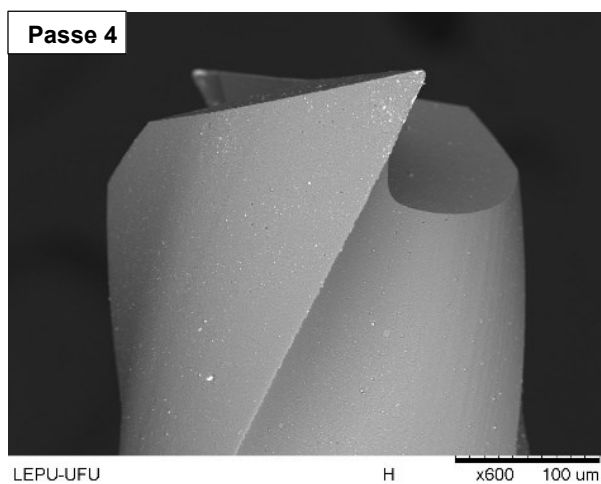
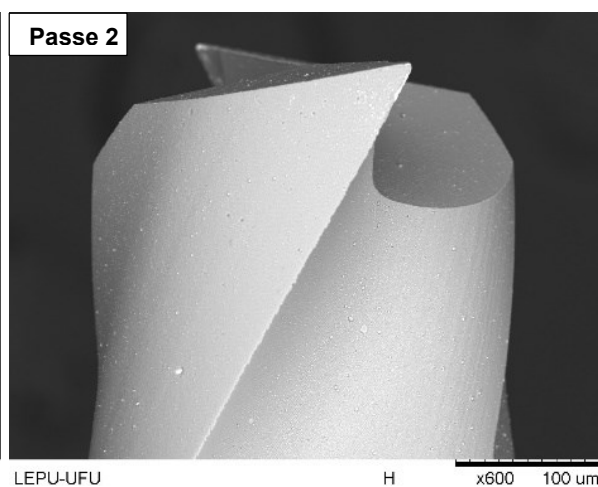
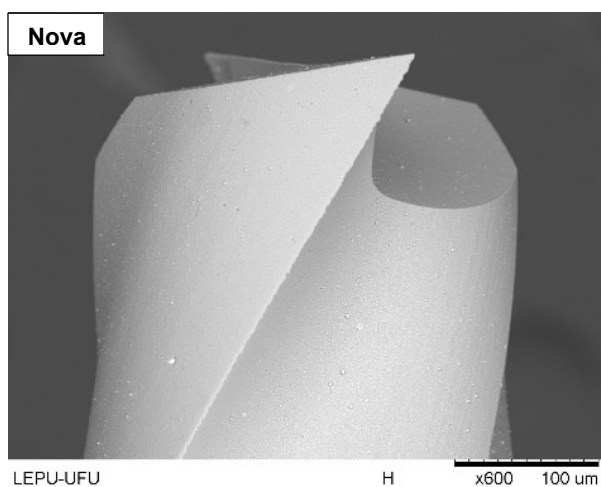
Apêndice D

IMAGENS AMPLIADAS FERRAMENTA E CANAIS ENSAIO 4

Neste apêndice são apresentadas as imagens de topo da ferramenta com diâmetro de 400 μm , obtidas por MEV no ensaio 4, realizado com rotação de 30 000 rpm, v_c de 38 m/min, a_p de 40 μm , f_z 2 μm /dente, v_f de 120 mm/min, MQL. Em (a) ferramenta nova, (b) após 2 passes e (c) após 4 passes.



A seguir são apresentadas as imagens da microferramenta, superfície principal de folga:



A seguir são apresentadas as imagens dos canais usinados e rebarba de topo:

