

**MILLA CAROLINE GOMES**

**ESTUDO EXPERIMENTAL DO MICROFRESAMENTO  
DO AÇO AISI 316L**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2019

**MILLA CAROLINE GOMES**

**ESTUDO EXPERIMENTAL DO MICROFRESAMENTO DO AÇO  
AISI 316L**

**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

Coorientador: Prof. Dr. Marcus Antonio Viana Duarte

**Uberlândia – MG**

**2019**



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

---

G633e      Gomes, Milla Caroline, 1992-  
2019      Estudo experimental do microfresamento do aço AISI 316L [recurso eletrônico] / Milla Caroline Gomes. - 2019.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.

Coorientador: Marcus Antonio Viana Duarte.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Modo de acesso: Internet.

Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2019.27>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia mecânica. 2. Microusinagem. 3. Aço inoxidável. 4. Desgaste mecânico. I. Silva, Márcio Bacci da, 1964-, (Orient.). II. Duarte, Marcus Antonio Viana, 1959-, (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

---

CDU: 621

Rejâne Maria da Silva – CRB6/1925

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA**

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

**ATA**

Ata da defesa de Dissertação junto ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Defesa de Dissertação, nº 535, COPEM

Data: 18 de fevereiro de 2019

Hora início: 08:30

Hora encerramento: 11:00

Discente: Milla Caroline Gomes

Matrícula: 11712EMC012

Título do Trabalho: Estudo Experimental do Microfresamento do Aço AISI316L

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Linha de pesquisa: Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)

Projeto de Pesquisa de vinculação: Microfresamento de Materiais Avançados

Reuni-se no Anfiteatro B do Bloco 50 - Campus Santa Mônica da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Arthur Alves Fiocchi - Universidade Federal de Uberlândia; Anna Carla Monteiro de Araújo - Universidade Federal do Rio de Janeiro e Márcio Bacci da Silva, orientador da candidata.

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

A seguir o senhor presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos examinadores, que passaram a arguir a candidata. Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu os conceitos finais.

Em face do resultado obtido, a Banca Examinadora considerou a candidata:

( ) Aprovado(a)

( x ) Aprovado(a) com modificações a serem submetidas para a aprovação do orientador, no prazo de 30 (trinta) dias.

( ) Aprovado(a) com modificações a serem submetidas para a aprovação da banca, no prazo de 30 (trinta) dias.

( ) Reprovado(a)

Esta defesa de Dissertação de Mestrado é parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre. O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

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

#### Assinaturas dos membros da banca via SEI



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 18/02/2019, às 11:32, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Arthur Alves Fiocchi, Professor(a) do Magistério Superior**, em 18/02/2019, às 11:34, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Anna Carla Monteiro de Araujo, Usuário Externo**, em 18/02/2019, às 11:35, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://www.sei.ufu.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **1019121** e o código CRC **2C1906B1**.

## AGRADECIMENTOS

A Deus.

Ao meu orientador Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva pela orientação, ensinamentos, confiança e paciência.

Ao meu coorientador Prof. Dr. Marcus Antônio Viana Duarte por toda a contribuição, disponibilidade e paciência.

Aos meus pais Maria do Rosário e Geraldo Santos, a minha irmã Carla Fabiana e a toda a minha família.

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

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

Aos professores da Pós-graduação, em especial ao Prof. Dr. Arthur Alves Fiocchi, Prof. Dr. Washington Martins da Silva Junior e ao Prof. Dr. Eder Silva pelos ensinamentos.

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

Aos colegas do LEPU, Letícia Silva, Denis Barbosa, Walter dos Santos, Ivanilson Sousa da Costa, Gustavo Vilela, em especial, a Déborah de Oliveira, Maksym Ziberov e Aline Gonçalves dos Santos por todo o apoio, essencial no desenvolvimento deste trabalho.

Aos colegas Camila Cordeiro e André Garcia pelo auxílio no cálculo da deflexão das microfresas.

Enfim, obrigada a todos que, diretamente ou indiretamente, contribuíram para a concretização deste trabalho.

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

### Resumo

O avanço das tecnologias associadas à fabricação tem possibilitado a obtenção de componentes miniaturizados, os quais estão sendo cada vez mais empregados em diversas áreas. O processo do microfresamento se destaca na obtenção desses componentes por fabricar superfícies com elevada precisão dimensional e bom acabamento superficial, além de possibilitar a fabricação de microcomponentes com geometria complexa em vários materiais. Tendo em vista a importância do microfresamento na obtenção dos componentes miniaturizados, é fundamental realizar investigações sobre este processo. Assim, para contribuir com essas investigações, este trabalho possui como objetivos: analisar a influência do comprimento de corte das microferramentas no microfresamento do aço inoxidável AISI 316L e avaliar os sinais de vibração e do som para monitorar a condição de desgaste das microfresas. A influência do comprimento de corte foi avaliado a partir do desgaste das microferramentas, da formação de rebarbas, da rugosidade da superfície usinada e pelo cálculo da deflexão das microfresas utilizando o modelo de viga em balanço de Euler Bernoulli. A análise dos sinais foi realizada no domínio da frequência, sendo possível identificar parâmetros estatísticos que diferenciam a condição da microferramenta nova da desgastada. Os resultados obtidos mostraram que o desgaste das microfresas em função do comprimento usinado é semelhante ao desgaste das ferramentas utilizadas nos processos de usinagem convencional. Por meio da determinação da equação de Taylor foi obtido que para que a microferramenta tenha uma vida de um minuto, na condição analisada, deve-se usinar a uma velocidade de corte de 30,52 m/min. As rebarbas de topo apresentaram maior dimensões. Com relação a rugosidade, foi encontrado que o desvio médio aritmético ( $R_a$ ) variou de 0,1241  $\mu\text{m}$  a 0,3206  $\mu\text{m}$  para todas as condições de corte utilizadas. Na análise da deflexão das microfresas foi observado que a parte de corte foi a que mais contribuiu para a deflexão total da microfresa de maior comprimento de corte. E por fim, pela análise dos sinais foi possível diferenciar a condição de desgaste das microferramentas por meio dos sinais de vibração e do som.

---

*Palavras Chave: Microusinagem, Microfresamento, Aço Inoxidável, Desgaste, Monitoramento.*

GOMES, M. C. *Experimental Study of AISI 316L Steel Micromilling*. 2019, 119 s. Master's Dissertation, Federal University of Uberlândia - MG.

### Abstract

The advancement of technologies associated with manufacturing has made it possible to obtain miniaturized components, which are being increasingly used in many areas. The micromilling process stands out in obtaining these components for manufacturing surfaces with high dimensional precision and desirable finish, besides making possible the manufacture of microcomponents with complex geometry in various materials. Considering the importance of micromilling in obtaining the miniaturized components, it is fundamental to carry out investigations on this process. In order to contribute to these investigations, this work has as objectives: analyze the influence of the cutting length of the microtools in the micromilling of the AISI 316L stainless steel and evaluate the vibration and sound signals to monitor the wear condition of the microtools. The influence of the cut length was evaluated from the wear of the microtools, the formation of burrs, the roughness of the machined surface and the calculation of the deflection of the microtools using the Euler Bernoulli beam model. The analysis of the signals was performed in the frequency domain, being possible to identify statistical parameters that differentiate the condition of the new microtool from the worn one. The obtained results showed the wear of the microtools as a function of the machined length is similar to the wear of the tools used in the conventional machining processes. By means of the determination of the Taylor equation it was obtained that for the microtool to have a life of one minute, in the analyzed condition, it must be machined at 30.52 m/min. The top burrs presented larger dimensions. With respect to roughness, it was found that the average roughness ( $R_a$ ) varied from 0.141  $\mu\text{m}$  to 0.3206  $\mu\text{m}$  for all the cutting conditions used. In the analysis of the deflection of the microtools it was observed that the cutting section was the one that contributed the most to the total deflection of the microtool of greater cut length. Finally, by analyzing the signals, it was possible to differentiate the wear condition of the microtools by means of the vibration and sound signals.

---

**Keywords:** *Micromaching, Micromilling, Stainless Steel, Wear, Monitoring.*

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Escala do corte micrométrico (Adaptado de RODRIGUES; JASINEVICIUS, 2017)	2
Figura 1.2 - Aplicações do processo de microfresamento	4
Figura 2.1 - Efeito do raio da aresta de corte (a) na usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009)	8
Figura 2.2 - Mecanismo do corte na microusinagem para (a) $h < h_m$ (b) $h \sim h_m$ e (c) $h > h_m$ . (Adaptado de CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006)	9
Figura 2.3 - Relação entre a espessura de corte ( $h$ ) e o tamanho de grão do material usinado na (a) usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de LI, 2009)	10
Figura 2.4 - Esquema do processo de microfresamento (Adaptado de SHIZUKA et al., 2011)	14
Figura 2.5 - Variação da espessura de corte durante o processo de microfresamento (Adaptado de ÖZEL; LIU; DHANORKER, 2007)	15
Figura 2.6 - Representação dos mecanismos de corte no microfresamento frontal (Adaptado de BAYESTEH; KO; JUN, 2016)	15
Figura 2.7 - Medidas de amplitude de um sinal (BRITO, 2018)	20
Figura 2.8 - Distribuições Leptocúrtica, Mesocúrtica e Platicúrtica (Adaptado de DUARTE, 2013)	21
Figura 2.9 - Distribuições Simétrica, Assimétrica Negativa e Assimétrica Positiva (Adaptado de DUARTE, 2013)	22
Figura 2.10 - Gráfico <i>boxplot</i> (BRITO, 2018)	23
Figura 2.11 - Microfresas (a) de topo reto e (b) de topo esférico (Adaptado de NASRI et al., 2016)	24
Figura 2.12 - Microfresa (a) vista de topo e (b) vista lateral (Adaptado de CHENG; HUO, 2013)	25
Figura 2.13 - Especificação da Geometria de Corte das Microfresas na vista lateral (a) e (b) e na vista frontal (Adaptado de WU; CHENG; RAKOWSKI, 2012)	25
Figura 2.14 - Localização das microranuras na superfície de saída das microfresas (Adaptado de CHANG et al., 2011)	28
Figura 2.15 - Relação entre o desgaste e o diâmetro das ferramentas de corte (Adaptado de LI, 2009)	29
Figura 2.16 - Medição de desgaste em microfresas (Adaptado de SANTOS, 2016)	30
Figura 2.17 - Medição de desgaste em microfresas (ZIBEROV et al., 2016)	31
Figura 2.18 - Medição de desgaste em microfresas (SILVA, 2017)	31
Figura 2.19 - Medição de desgaste em microfresas (Adaptado de FILIZ et al., 2007)	32

Figura 2.20 - Deflexão de microfresas (a) na vista isométrica do processo e (b) na vista de topo (Adaptado de KIM; MAYOR; NI, 2004).....	33
Figura 2.21 - Partes das microfresas de topo esférico (Adaptado de MIJUŠKOVIĆ; KRAJNIK; KOPAČ, 2015).....	34
Figura 2.22 - Influência da velocidade de corte na rugosidade para microfresa nova e desgastada (Adaptado de BALDO et al., 2015) .....	36
Figura 2.23 - Influência da taxa de avanço na rugosidade para microfresa nova e desgastada para a velocidade de corte de 31,4 m/min (Adaptado de BALDO et al., 2015).....	37
Figura 2.24 - Influência da relação entre o raio de aresta de corte e a espessura de corte no acabamento superficial (Adaptado de ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009) .....	37
Figura 2.25 - Classificação das rebarbas segundo Gillespie e Blotter (Adaptado de GILLESPIE; BLOTTER, 1976).....	39
Figura 2.26 - Classificação das rebarbas no processo de fresamento (Adaptado LEE; DORNFELD, 2002).....	39
Figura 2.27 - Rebarbas formadas a partir de microfresa novas (a) e (b) e a partir de microfresa desgastadas (c) e (d) (Adaptado de ZHANG; YUAN; WANG, 2017).....	41
Figura 2.28 - Tipos de Rebarbas (Adaptado de PIQUARD; D'ACUNTO; DUDZINSKI, 2015) .....	42
Figura 2.29 - Rebarbas formadas com a utilização de microfresas novas (a) e microfresas quebradas (b) (Adaptado de SANTOS; DA SILVA; JACKSON, 2018) .....	42
Figura 3.1 - Dimensões da peça de trabalho .....	46
Figura 3.2 - Microestrutura do aço inoxidável AISI 316L .....	47
Figura 3.3 - Parâmetros geométricos das microfresas (Adaptado de MITSUBISHI MATERIALS, 2018) .....	48
Figura 3.4 - EDS do revestimento das microfresas .....	49
Figura 3.5 - Imagens das microfresas (a) de comprimento de corte igual a 0,6 mm e (b) de comprimento de corte de 0,8 mm.....	50
Figura 3.6 - Microfresadora CNC Mini-mill/GX .....	51
Figura 3.7 - Verificação do nivelamento da superfície a ser usinada.....	53
Figura 3.8 - Detalhe da superfície usinada.....	54
Figura 3.9 - Dimensões da pinça e microfresa fixada na mesma .....	54
Figura 3.10 - Aproximação da microfresa da peça de trabalho .....	55
Figura 3.11 - Medição da rugosidade no microcanal e perfil de rugosidade obtido .....	56
Figura 3.12 - Sobreposição das imagens das microfresas nova e usada.....	57
Figura 3.13 - Medição do desgaste.....	58
Figura 3.14 - Representação do sistema de monitoramento .....	59



Figura 4.1 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 1 .....	63
Figura 4.2 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 2 .....	64
Figura 4.3 - Imagem da ferramenta nova com tracejado sobreposta a imagem da ferramenta gasta ao usinar o comprimento de 61,70 mm .....	65
Figura 4.4 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 3 .....	66
Figura 4.5 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 4 .....	67
Figura 4.6 - Geometria das microfresas utilizadas no (a) ensaio 4 e (b) no ensaio 2 .....	67
Figura 4.7 - Geometria das microfresa (a) com comprimento de corte de 600 $\mu\text{m}$ selecionada com geometria semelhante a (b) com comprimento de corte de 800 $\mu\text{m}$ .....	68
Figura 4.8 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada na repetição do ensaio 4 .....	69
Figura 4.9 - Material aderido na microfresa com comprimento de corte de 600 $\mu\text{m}$ que possui distinto raio de aresta para as duas arestas de corte .....	70
Figura 4.10 - Curva de vida em função da velocidade de corte para a microfresa .....	71
Figura 4.11 - Formas de rebarbas formadas nos microcanaís durante o microfresamento utilizando as condições de corte empregadas neste trabalho .....	73
Figura 4.12 - Rebarba inferior formada nos microcanaís .....	74
Figura 4.13 - Tipo de Rebarbas segundo Chern et al. (2007) .....	74
Figura 4.14 - Rebarbas formadas no lado concordante de corte .....	75
Figura 4.15 - Comparação das rebarbas formadas em cada condição de corte após a usinagem do primeiro microcanal (primeiro comprimento usinado) e após a usinagem do último microcanal com as respectivas imagens das microfresas utilizadas .....	76
Figura 4.16 - Desvio aritmético médio $R_a$ obtido para cada microcanal fabricado nos ensaios 1 e 2 .....	77
Figura 4.17 - Superfície usinada após a fabricação do (a) primeiro canal, (b) terceiro canal e (c) sexto canal obtidas no ensaio 1 .....	78
Figura 4.18 - Perfil de rugosidade do (a) primeiro canal, (b) terceiro canal e (c) sexto canal das superfícies obtidas no ensaio 1 .....	79
Figura 4.19 - Superfície usinada após a fabricação do (a) primeiro e do (c) último canal obtida pelo ensaio 1 e superfície usinada após a fabricação do (b) primeiro e do (d) último canal obtida pelo ensaio 2 .....	80

Figura 4.20 - Perfil de rugosidade obtido do último canal (a) utilizando o ensaio 1, e (b) utilizando o ensaio 2 .....	81
Figura 4.21 – Desvio médio aritmético ( $R_q$ ) para cada microcanal fabricado nos ensaios 1 e 2 .....	82
Figura 4.22 – Desvio aritmético médio $R_a$ para cada microcanal fabricado nos ensaios 3 e 4 .....	83
Figura 4.23 - Superfície usinada após a fabricação do (a) primeiro canal utilizando a velocidade de corte de 75,4 m/min, (b) último canal (canal 8) utilizando a velocidade de corte de 75,4 m/min .....	83
Figura 4.24 - Perfil de rugosidade obtido do último canal (a) utilizando as condições do ensaio 4 e (b) do ensaio 3 .....	84
Figura 4.25 Desvio médio quadrático $R_q$ para cada microcanal fabricado nos ensaios 3 e 4 .....	85
Figura 4.26 - Média dos parâmetros de rugosidade $R_a$ e $R_q$ para as condições de corte utilizadas .....	86
Figura 4.27 - Diferenças entre os níveis da velocidade de corte .....	88
Figura 4.28 - Geometria das microfresas .....	88
Figura 4.29 - Deflexões calculadas para as duas microfresas utilizadas nos ensaios .....	90
Figura 4.30 - Deflexão da microfresa de maior comprimento de corte .....	91
Figura 4.31 - Sinais no domínio do tempo para a microfresa (a) nova e (b) desgastada para os sinais da aceleração, e sinais para a microfresa (c) nova e (d) desgastada para os sinais do som .....	93
Figura 4.32 - Espectro de Frequência (a) da vibração e (b) dos sinais do som para as condições do ensaio 1 .....	94
Figura 4.33 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 1) .....	96
Figura 4.34 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 1) .....	97
Figura 4.35 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 2) .....	98
Figura 4.36 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 2) .....	99
Figura 4.37 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 3) .....	100
Figura 4.38 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 3) .....	100

Figura 4.39 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 4) .....	102
Figura 4.40 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 4) .....	103

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Composição química do AISI 316L (Adaptado de VILLARES METALS, 2018)	46
Tabela 3.2 - Composição química do AISI 316L obtida por EDS .....	46
Tabela 3.3 - Propriedades Mecânicas do AISI 316L (Adaptado de VILLARES METALS, 2018) .....	47
Tabela 3.4 - Variáveis de entrada e de respostas utilizadas nos experimentos.....	52
Tabela 4.1 - Constantes da equação de Taylor.....	71
Tabela 4.2 - Análise de Variância de Ra para os parâmetros variáveis .....	87
Tabela 4.3 - Parâmetros geométricos das microferramentas .....	89
Tabela 4.4 - Bandas de frequências determinas para cada condição de corte .....	95

## LISTA DE ABREVIações E SÍMBOLOS

(Al ,Ti)N	Nitreto de titânio e alumínio
$a_e$	Penetração de trabalho
AISI	<i>American iron and steel institute</i>
$a_p$	Profundidade de corte
APC	Aresta postiça de corte
$b$	Largura de corte
$c$	Valor da velocidade de corte que resulta em uma vida de ferramenta de um minuto
$cc$	Comprimento de corte
CNC	Comando numérico computadorizado
CrN	Nitreto de cromo
$D$	Diâmetro da parte cônica
DC	Diâmetro de corte
DCON	Diâmetro da haste
$E$	Módulo de elasticidade
EDS	<i>Energy dispersive spectroscopy</i>
$f$	Avanço
$F$	Força
$F_c$	Força de corte
$f_d$	Avanço por dente
$F_f$	Força de avanço
FFT	<i>Fast fourier transformation</i>
GL	Grau de liberdade
$h$	Espessura de corte
$h_a$	Espessura de corte real
$h_i$	Espessura de corte ideal
$h_m$	Espessura mínima de corte
$I$	Segundo momento de área da seção
ISSO	<i>International organization for standardization</i>
$k$	Constate da mola
$k_e$	Coefficiente da aresta de corte
$k_s$	Pressão específica de corte
$L$	Comprimento total em balanço
$l_1$	Comprimento da haste
$l_2$	Comprimento da parte cônica
$l_3$	Comprimento de corte

LAV	Laboratório de acústica e vibração
LEPU	Laboratório de ensino e pesquisa em usinagem
LF	Comprimento total
LTM	Laboratório de tribologia e materiais
M	Momento fletor
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
PSD	Power spectral density
QM	Quadrados médios
Ra	Desvio aritmético médio
$r_e$	Raio da aresta de corte
RMS	Root mean square ( valor médio quadrático)
Rq	Desvio médio quadrático
SOM	<i>Self-organization feature map</i>
SQ	Soma dos quadrados
T	Tempo de vida
TiC	Carboneto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
$V_c$	Velocidade de corte
$V_f$	Velocidade de avanço
$y$	Constante da equação de taylor que representa a inclinação da curva de vida
$\gamma$	Ângulo de saída da ferramenta

## SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO .....	1
1.1 Considerações Iniciais .....	1
1.2 Objetivos .....	4
1.3 Estruturação do Trabalho .....	5
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	6
2.1 Microusinagem .....	6
2.2 Efeito Escala .....	7
2.2.1 Influência do Raio da Aresta de Corte .....	7
2.2.2 Influência da Espessura de Corte .....	8
2.2.3 Influência da Microestrutura do Material de Trabalho .....	10
2.2.4 Força e Energia Específica de Corte .....	11
2.3 Microfresamento .....	13
2.3.1. Mecanismo de Corte .....	14
2.3.2. Monitoramento do Desgaste das Microferramentas .....	16
2.4 Ferramentas de Corte .....	23
2.4.1 Geometria das Ferramentas .....	24
2.4.2 Materiais e Revestimento das Ferramentas .....	26
2.4.3 Desgaste das Ferramentas .....	28
2.4.4 Deflexão das Ferramentas .....	32
2.5 Rugosidade Superficial .....	35
2.6 Formação de Rebarba .....	38
2.7 Aço Inoxidável .....	43
CAPÍTULO III - METODOLOGIA .....	45
3.1 Caracterização e Preparação da Peça de Trabalho .....	45
3.2 Microferramentas .....	48
3.3 Microfresadora .....	50
3.4 Ensaios de Microfresamento .....	51
3.4.1. Preparação da Superfície de Trabalho .....	52
3.4.2. Posicionamento da microfresa .....	54
3.5 Análise das Rebarbas e Medição da Rugosidade Superficial .....	55
3.6 Medição do Desgaste na Superfície de Folga Secundária das Microfresas .....	56
3.7 Processamento dos Sinais de Vibração da Peça e do Ruído do Processo .....	58
3.7.1. Aquisição dos Sinais .....	58

3.7.2. Análise dos Sinais .....	60
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	61
4.1. Análise do Desgaste de Ponta .....	61
4.1.1 Evolução do Desgaste nas Microfresas .....	61
4.1.2 Determinação da Equação de Taylor .....	71
4.2. Análise das Rebarbas .....	72
4.3. Resultados da Medição da Rugosidade .....	76
4.4. Deflexão das Microfresas .....	88
4.5. Análise dos Sinais de Vibração da Peça e do Ruído do Processo .....	92
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES .....	104
Sugestões para trabalhos futuros .....	106
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	107
ANEXO .....	117



# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

### 1.1 Considerações Iniciais

Nos anos 60, as peças de relógio de pulso eram basicamente os únicos componentes miniaturizados produzidos em escala industrial. Com a evolução da tendência mundial, de produtos miniaturizados, surgiu a necessidade de desenvolver os processos de microfabricação (MASUZAWA, 2000).

Dentre os processos de microfabricação, a microusinagem é um dos mais importantes, o qual é utilizado na obtenção de produtos em pequena escala, que possuem dimensões situadas na casa de centenas de micrometros (EVANS; MEHALSO, 2001).

A microusinagem conferi à peça usinada exatidão dimensional e qualidade superficial desejáveis, além de possibilitar a usinagem de uma grande variedade de materiais, como os compósitos, metais, cerâmicos e polímeros (CHENG; HUO, 2013). Na literatura, uma operação é considerada microusinagem quando a ferramenta de corte possui diâmetro variando de 1  $\mu\text{m}$  a 1000  $\mu\text{m}$  (CÂMARA et al., 2012). Outra definição é quando a espessura de corte varia de poucos nanômetros até a centenas de micrometros, sendo encontrado diversos valores para os limites desta faixa (MASUZAWA, 2000; NG et al., 2006; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009). Em vista disso, não existe um consenso na literatura que define a dimensão limítrofe da ocorrência da microusinagem em comparação com a usinagem convencional.

Rodrigues e Jasinevicius (2017) também definem a ocorrência do processo de microusinagem, porém, a definição destes autores é dada com base na determinação dos valores dos parâmetros de corte, pois estes afetam diretamente o mecanismo de corte. Segundo estes autores, as definições apresentadas acima é incompleta, podendo trazer inúmeras dúvidas como: “quais são as faixas micrométricas definidas?” e “quais dimensões da ferramenta ou características funcionais dos produtos, menores que 1 mm, podem ser classificadas como micrométricas?”. Assim os autores definiram os intervalos para os

principais parâmetros de corte (espessura de corte, profundidade de corte, raio de aresta da microferramenta e o tamanho dos grãos) da microusinagem, conforme Fig. 1.1. Portanto, uma definição completa a respeito dos processos de microusinagem envolve tanto as dimensões das ferramentas utilizadas, como os valores dos parâmetros de corte.

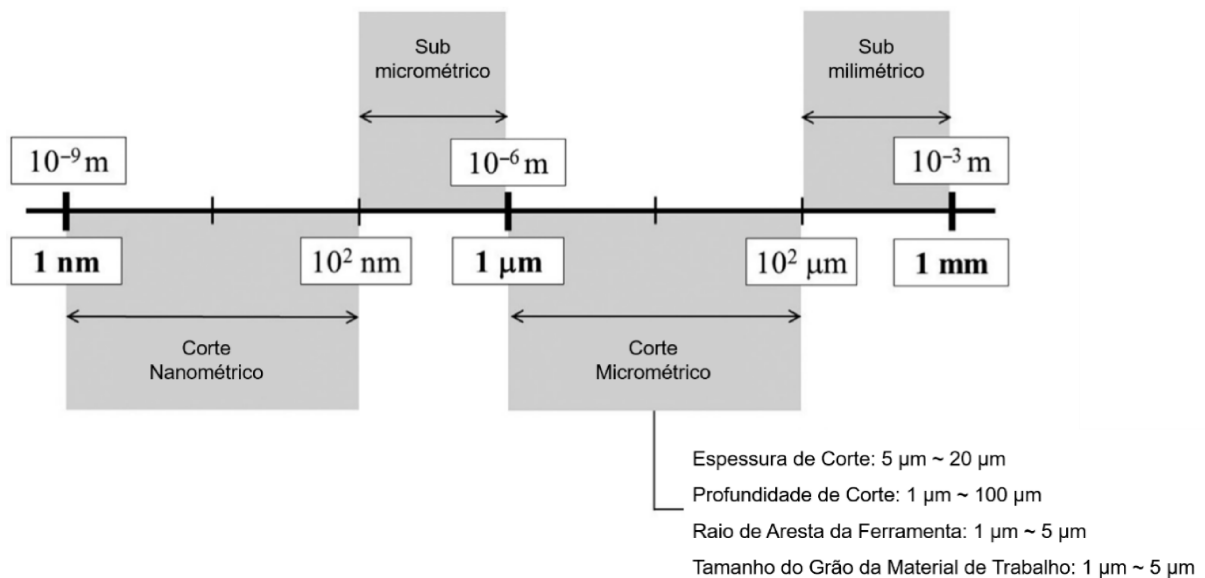


Figura 1.1 - Escala do corte micrométrico (Adaptado de RODRIGUES; JASINEVICIUS, 2017)

Os processos de microusinagem não podem ser considerados como uma simples redução de escala dos processos convencionais, uma vez que esta redução de escala não terá o mesmo efeito nos fenômenos durante a microusinagem, como a força de corte, formação de rebarba, desgaste da ferramenta de corte e principalmente energia específica de corte e formação de cavaco (CHENG; HUO, 2013). Portanto, é necessário estudar o denominado efeito escala, para determinar fenômenos capazes de descrever o comportamento de um material quando usinado em escala reduzida (MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2011).

O efeito escala pode ser caracterizado pelo aumento não linear da energia por unidade de volume do material removido, ou energia específica de corte, a partir da diminuição da espessura de corte (LIU; MELKOTE, 2007). Este aumento da energia específica ocorre devido ao aumento relativo do volume de material que se deforma plasticamente em relação à quantidade de material removida (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Segundo Dornfeld, Min e Takeuchi (2006), a origem deste efeito ocorre quando a espessura de corte é menor ou igual ao raio de aresta da ferramenta, e quando a microestrutura da peça usinada possui efeito significativo sobre o processo de corte. Assim, na microusinagem o raio de aresta de corte não pode ser desprezado como na

macrousinagem, uma vez que o mesmo pode ser comparável ao tamanho do grão do material usinado (SUN et al., 2017). Nesta condição, a aresta de corte arredondada da microferramenta poderá retirar material em apenas um grão ou apenas uma das fases do material (CHENG; HUO, 2013). Para ocorrer a formação de cavaco na microusinagem, é necessário que a espessura de corte tenha um valor mínimo. Caso a espessura seja menor que a mínima, poderá ocorrer fenômenos de atrito e sulcamento até a espessura de corte atingir o valor mínimo para formação do cavaco. Quando estes fenômenos ocorrem, tem-se aumento da rugosidade superficial do material usinado (CHENG; HUO, 2013). Sendo assim, é necessário definir a correta relação entre a espessura de corte mínima e o raio da aresta de corte, para que se tenha formação de cavaco e bom acabamento superficial.

Dentre os processos de microusinagem, tem-se o microtorneamento, a microfuração, a microrretificação e o microfresamento, sendo este último de maior destaque, por possibilitar a fabricação de microcomponentes de vários materiais com geometria complexa (AFAZOV; RATCHEV; SEGAL, 2012). Este processo é empregado para a obtenção de inúmeros microcomponentes aplicados em diferentes áreas, como: aeroespacial, automotiva, biomédica, eletrônica e ótica (VENKATESH et al., 2017). Na Figura 1.2 tem-se exemplos de microcomponentes obtidos pelo processo de microfresamento: (a) sistema de microdosagem de medicamentos (TEKNIKER, 2018), (b) moldes para fabricação de ferramentas (KERN, 2018), (c) placa de fixação espinhal fabricada com liga de titânio Ti-6Al-4V (ÖZEL et al., 2016) e (d) dispositivo cirúrgico (SS316L stainless steel bone crusher) (ÖZEL et al., 2016).



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 1.2 - Aplicações do processo de microfresamento

Ao observar os exemplos demonstrados na Fig. 1.2 é possível notar que os microcomponentes fabricados pelo processo de microfresamento possuem importantes aplicações, principalmente para a área biomédica, sendo que dos materiais destes microcomponentes destaca-se o aço inoxidável austenítico 316L.

Tendo em vista a importância da aplicação do aço inoxidável austenítico 316L no microfresamento, é fundamental realizar investigações deste processo para compreender como este material se comporta quando microusinado. Na literatura encontra-se muitos trabalhos que apresentam resultados sobre a relação dos parâmetros de corte utilizados no processo. Entretanto, o material da peça de trabalho influencia muito nos resultados obtidos, já que o conhecimento da microusinagem de um material não pode ser aplicado para outro que apresenta propriedades diferentes. Sendo assim, há muito o que ser estudado a respeito do processo de microfresamento e este trabalho tem como objetivo contribuir no avanço destes estudos.

## 1.2 Objetivos

Analisar a influência do comprimento de corte das microferramentas no processo de microfresamento do aço inoxidável austenítico AISI 316L, por meio da investigação do (a):

- Desgaste das microfresas e pela determinação da Equação de Taylor;
- Formação de rebarbas;
- Rugosidade da superfície usinada;
- Deflexão das microfresas estimada por cálculos teóricos.

E analisar os sinais de vibração e do som adquiridos durante a realização dos ensaios para verificar a possibilidade de utilizá-los no monitoramento da condição de desgaste das microfresas.

### **1.3 Estruturação do Trabalho**

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

O Capítulo II é constituído da revisão bibliográfica sobre o tema de pesquisa, no qual foram abordados os seguintes tópicos: microusinagem, efeito escala, microfresamento, ferramentas de corte, rugosidade superficial e formação de rebarbas, que foram utilizados como fundamentação teórica para o desenvolvimento do trabalho.

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

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

O Capítulo V apresenta as conclusões do trabalho. Por fim, tem-se a Sugestão para Trabalhos Futuros.

# **CAPÍTULO II**

## **REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 Microusinagem**

Com a tendência a miniaturização dos produtos aplicados em várias áreas como: eletrônica, óptica, biotecnológica, aviônica, automotiva, entre outras, surgiu a necessidade de desenvolver os processos de microfabricação, que em geral obtém produtos que variam de dezenas a centenas de micrometros (CHENG; HUO, 2013).

Dos processos para obtenção de produtos em escala reduzida a microusinagem é amplamente utilizada, por conferir elevada precisão e qualidade superficial as peças fabricadas. Além disso, através deste processo obtém-se geometrias complexas aplicadas em vários materiais como os compósitos, metais, cerâmicos e polímeros (RANGEL; ROJAS; ARTEAGA, 2011).

Segundo Jayanti et al. (2012), a microusinagem é definida como um processo que utiliza máquinas ferramentas e ferramentas de corte específicas para obter em escala micro a espessura de corte e os acabamentos superficiais.

A microusinagem também é determinada como um processo de microfabricação subtrativa, no qual tem remoção direta de material pelas ferramentas de corte (JAIN, 2016), ou quando estas ferramentas possuem diâmetros variando de 1  $\mu\text{m}$  a 1000  $\mu\text{m}$  (CÂMARA et al., 2012).

Além disso, entende-se como microusinagem os processos no qual o tamanho da espessura de corte varia de 0,1  $\mu\text{m}$  a 200  $\mu\text{m}$  segundo Masuzawa e Tonshoff (1997), ou quando é menor que 900  $\mu\text{m}$  de acordo com Masuzawa (2000), ou ainda para Ng et al. (2006) quando varia de 10 nm a 2  $\mu\text{m}$ .

Portanto, percebe-se que não há um consenso sobre a definição do processo de microusinagem e que o mesmo sofre alterações ao longo dos anos, justamente por ainda estar em fase de investigações.

Com base nestas definições pode-se observar que a identificação da ocorrência da microusinagem está sendo dada de acordo com o tamanho das ferramentas de corte, do valor da espessura de corte e do acabamento superficial alcançado, os quais estão na ordem dos micrometros e até nanometros.

Portanto, por mais que as grandezas do processo de microusinagem estejam em escala reduzida, ao serem comparadas com as dos processos de usinagem convencional, não é possível afirmar que a microusinagem consiste em uma simples redução de escala dos processos convencionais. O conhecimento dos processos em escala macro é utilizado como base para os processos de usinagem em escala reduzida, os quais possuem fenômenos específicos, explicados pelo denominado efeito escala, como por exemplo a formação de cavaco (CHENG; HUO, 2013; MIAN; DRIVER; MATIVENGA, 2011).

## **2.2 Efeito Escala**

O processo de usinagem em escala micro possui algumas particularidades quando comparado com o processo em escala convencional. Isto ocorre devido ao denominado efeito escala, o qual é caracterizado pelo aumento significativo da energia específica de corte (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

O efeito escala ocorre quando a espessura de corte se torna comparável ao raio da aresta de corte e ao tamanho de grão da microestrutura do material usinado. Como consequência o raio da aresta de corte, a espessura de corte e a microestrutura do material usinado se tornam críticos no processo de corte. Assim, fenômenos como a força e energia específica de corte, formação de cavaco e rebarbas, não terão o mesmo comportamento da usinagem convencional (CHENG; HUO, 2013).

### **2.2.1 Influência do Raio da Aresta de Corte**

Na microusinagem o raio da aresta de corte da ferramenta possui maior influência do que o apresentado pelas ferramentas utilizadas nos processos convencionais, conforme é representado na Fig. 2.1. Nos processos convencionais a ferramenta é considerada perfeitamente afiada, enquanto que na microusinagem as ferramentas possuem raio de arredondamento da aresta de corte devido as limitações existentes nos processos que as originam, os quais limitam o raio a valores de 1  $\mu\text{m}$  a 4  $\mu\text{m}$  (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005; BISSACCO; HANSEN; SLUNSKY, 2008).

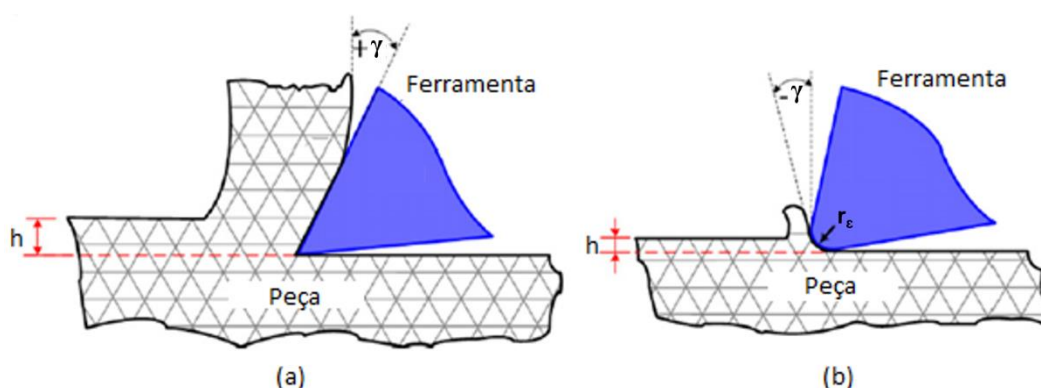


Figura 2.1 - Efeito do raio da aresta de corte (a) na usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009)

Na Fig. 2.1 (a) é possível observar que o ângulo de saída ( $\gamma$ ) se aproxima do nominal da ferramenta e que não há contato entre a ferramenta de corte e peça usinada ao longo da superfície de folga. Entretanto, na Fig. 2.1 (b) observa-se que na microusinagem a espessura de corte ( $h$ ), em geral, é menor que o raio da aresta de corte ( $r_e$ ) da ferramenta, tendo como consequência um ângulo de saída efetivo ( $\gamma_{eff}$ ) altamente negativo. Essa situação ocorrerá quando a espessura de corte for menor que a espessura mínima para se ter formação de cavaco (BISSACCO, HANSEN, DE CHIFFRE, 2005; ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009).

O ângulo de saída efetivo negativo faz com que a remoção de material ocorra na região do raio da aresta de corte da ferramenta, onde tem-se a ocorrência de compressão e do fenômeno *ploughing*, conhecido como sulcamento. Quando este fenômeno está presente o material se deforma elasticamente e/ou plasticamente. Como consequências da ocorrência deste fenômeno as forças de cisalhamento são aumentadas e tem-se uma recuperação elástica que eleva a energia específica de corte, além disso influencia negativamente a integridade das superfícies geradas (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; CHENG; HUO, 2013). Portanto, pode-se afirmar que o raio da aresta de corte irá influenciar de maneira significativa a formação de cavaco.

### 2.2.2 Influência da Espessura de Corte

A espessura de corte ( $h$ ) consiste na espessura do material da peça que será retirado por meio do processo de usinagem. O seu valor possui grande influência na formação de cavaco nos processos em escala reduzida (CHENG; HUO, 2013). Na microusinagem para que haja remoção de cavaco a espessura de corte ( $h$ ) deve ser maior que a espessura mínima ( $h_m$ ). Esta espessura ( $h_m$ ) é definida com base no material que está sendo usinado e no valor do raio de arredondamento da aresta de corte da ferramenta ( $r_e$ ), uma vez que a espessura



de corte possui valores comparáveis a este (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006). Na Fig. 2.2 tem-se a representação do mecanismo de corte na microusinagem quando a espessura de corte é menor (a), aproximadamente igual (b) e maior (c) que a espessura mínima para formação do cavaco.

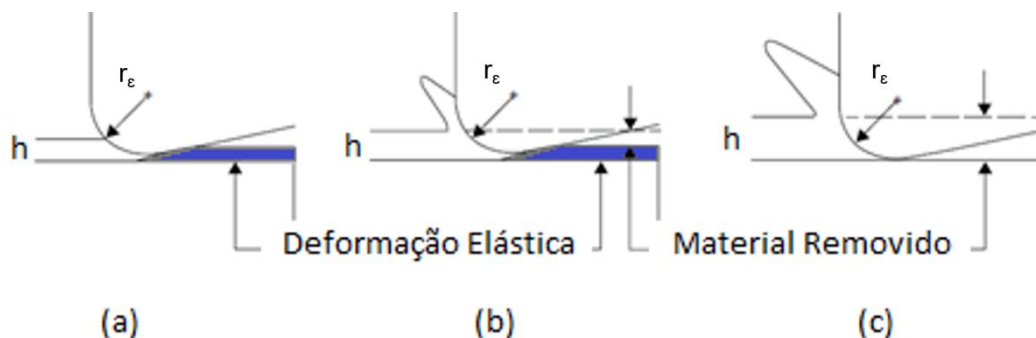


Figura 2.2 - Mecanismo do corte na microusinagem para (a)  $h < h_m$  (b)  $h \sim h_m$  e (c)  $h > h_m$ . (Adaptado de CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006)

Quando a espessura de corte é menor que a mínima, Fig. 2.2 (a), o material apenas se deforma elasticamente e não ocorre a formação do cavaco. Recuperação elástica do material deve ocorrer, como sugere a figura. Isto ocorre por o ângulo entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície da peça de trabalho possuir valor muito pequeno, levando somente a ocorrência do fenômeno *rubbing*, conhecido como atrito. Portanto, para este caso não há formação de cavaco. Entretanto, quando a espessura de corte possui valores muito próximos da espessura mínima, Fig. 2.2(b), tem-se a ocorrência do fenômeno do *ploughing* e remoção de cavaco. Assim, uma parte do material da peça de trabalho será retirado por meio do cisalhamento, enquanto outra sofrerá deformação plástica e/ou elástica. Como consequência a quantidade de material retirado da peça de trabalho é menor que a espessura de corte especificada. Já, quando a espessura de corte é maior que a mínima, Fig. 2.2 (c), a formação do cavaco ocorre por meio do cisalhamento e a recuperação elástica reduz significativamente, sendo assim, a quantidade de material retirado coincide com a espessura de corte determinada (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; CHENG; HUO, 2013; LIU et al., 2004).

Muitos pesquisadores têm buscado em seus estudos estimar a espessura mínima de corte, já que o seu valor irá influenciar na formação do cavaco e no acabamento superficial do material usinado. Malekian; Park; Jun (2009a) determinaram que a espessura mínima de corte corresponde ao raio da aresta de corte multiplicada por um fator de 0,23, na usinagem do alumínio Al6061-T6, utilizando microfresas de carboneto de tungstênio com diâmetro de 0,5 mm.

De Oliveira et al. (2015) ao estudar o efeito escala no microfresamento do aço 1045, determinaram que a espessura mínima de corte varia de  $1/4$  a  $1/3$  do raio da aresta de corte. De acordo com os autores esta relação estabelecida entre a espessura de corte mínima e o raio da aresta de corte independe do material usinado, da geometria da ferramenta e do processo de usinagem realizado, contradizendo Chae, Park e Freiheit (2006), que encontraram que o valor da espessura mínima está diretamente relacionado com o material usinado. Além disso, estes autores notaram que a espessura mínima garante a formação do cavaco, porém, não assegura que a integridade superficial da peça adequada seja obtida. Essa integridade é alcançada para uma espessura de corte específica, que é maior que a mínima.

### 2.2.3 Influência da Microestrutura do Material de Trabalho

Na microusinagem a espessura de corte possui valores comparáveis as dimensões dos grãos que compõem o material, sendo assim, a formação do cavaco ocorrerá dentro de um único ou poucos grãos. Ao contrário do que ocorre nos processos convencionais, onde a formação do cavaco abrange inúmeros grãos (BISSACCO, HANSEN, DE CHIFFRE, 2005). Na Fig. 2.3. tem-se a representação da formação do cavaco para estas duas situações.

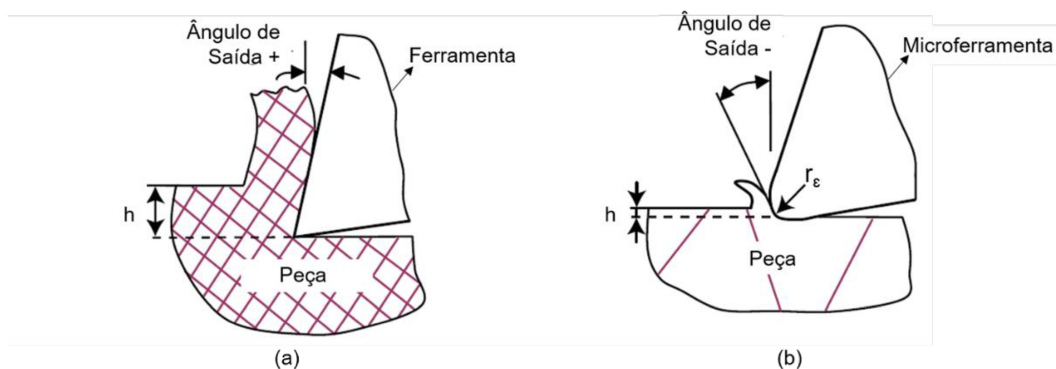


Figura 2.3 - Relação entre a espessura de corte ( $h$ ) e o tamanho de grão do material usinado na (a) usinagem convencional e (b) na microusinagem (Adaptado de LI, 2009)

Na microusinagem o corte é realizado em grãos praticamente unitários, os quais poderão apresentar distintas orientações cristalográficas e diferentes propriedades, que irão influenciar significativamente na força, na energia específica de corte, na geração de vibrações e no acabamento superficial da peça usinada. Entretanto, na usinagem convencional o corte realizado em vários grãos faz com que as propriedades mecânicas do

material sejam significativas e não as propriedades de cada grão (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Portanto, os materiais de trabalho na microusinagem são considerados heterogêneos e anisotrópicos, ao contrário dos materiais da usinagem convencional, os quais são considerados homogêneos e isotrópicos (CHENG; HUO, 2013).

#### 2.2.4 Força e Energia Específica de Corte

Nos processos de microusinagem a redução da espessura de corte não possui o mesmo efeito nas forças de corte quando comparado com os processos convencionais, as quais são diretamente influenciadas pela formação do cavaco (CHENG; HUO, 2013; CHAE, PARK; FREIHEIT, 2006).

Com relação as forças de corte o efeito da espessura de corte é incerto, ao mesmo tempo que a força é elevada devido ao aumento da seção transversal do cavaco, a mesma é reduzida, uma vez que nesta condição o ângulo de saída efetivo da ferramenta se torna mais positivo, o que diminui a ocorrência do *ploughing* (BISSACCO, HANSEN, DE CHIFFRE, 2005).

A diminuição não proporcional entre a força e a espessura de corte tem como consequência o aumento na energia específica, a qual é definida como a quantidade de energia consumida na remoção de um volume unitário de material e é determinada pela razão entre a potência de corte e taxa de remoção (CHENG; HUO, 2013).

Nos processos de microusinagem devido ao tamanho comparável entre a espessura e o raio da aresta de corte, a formação do cavaco ocorre ao longo de uma aresta de corte arredondada. Isto faz com que um grande volume de material seja deformado plasticamente para que somente uma pequena parte seja transformada em cavaco, tendo como resultado um aumento não linear da energia específica de corte. Isto ocorre quando a espessura de corte é menor que a mínima, o que leva a ocorrência dos fenômenos do atrito e do *ploughing*, que aumentam a quantidade de energia dissipada no processo, mas não contribuem com a remoção de material (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; NG et al., 2006).

É importante determinar a forças de corte teoricamente por meio de modelos que são desenvolvidos para prever a potência de corte necessária na usinagem (MACHADO et al., 2011). Sendo assim, o modelo analítico das forças de corte dos processos de usinagem convencionais, baseado na seção transversal de um cavaco a ser retirado, foi refinado para os processos de microusinagem ao ser acrescentado a parcela referente a ocorrência do *ploughing*. Na equação 2.1 tem-se o modelo utilizado na microusinagem, onde a força de corte ( $F_c$ ) é dada em função da pressão específica de corte ( $k_s$ ), da área da seção transversal de

um cavaco a ser formado, a qual é determinada pelo produto da largura de corte ( $b$ ) pela espessura de corte ( $h$ ), além da contribuição do *ploughing*, dada pelo produto do coeficiente da aresta de corte ( $k_e$ ) pela largura de corte ( $b$ ) (CHENG; HUO, 2013).

$$F_c = k_s b h + k_e b$$

2.1

Diante das influências da espessura e do raio da aresta de corte na força de corte para os processos de microusinagem, estudos do comportamento das forças estão sendo desenvolvidos para melhorar o entendimento dos processos de microusinagem, uma vez que as forças estão correlacionadas com o desgaste das microferramentas de corte e com a estabilidade do processo (CHENG; HUO, 2013; JIN; ALTINTAS, 2013). Nestes estudos são encontrados modelos numéricos, analíticos, e simulações por elementos finitos para determinação das forças (ARAUJO; MOUGO; DE OLIVEIRA CAMPOS, 2013; YUAN et al., 2018).

Um exemplo da aplicação de modelagem analítica foi apresentado no trabalho de Kang et al. (2007). Neste os autores desenvolveram um modelo analítico para prever as forças de corte desenvolvidas em uma microfresa de topo, considerando o raio da aresta de corte da ferramenta. Os resultados obtidos pelo modelo foram validados a partir da realização do microfresamento da liga de alumínio Al7075, com microfresas de metal duro de 200  $\mu\text{m}$  de diâmetro.

Como resultado os pesquisadores observaram que ao considerar o raio da aresta de corte no modelo, os resultados obtidos para a força na direção normal não foram tão superiores aos valores das forças na direção do avanço, sendo este resultado diferente dos encontrados nos processos de usinagem convencional e em trabalhos de microfresamento que desenvolveram modelagem das forças de corte, porém, não consideraram o efeito do raio da aresta de corte da ferramenta. A explicação para a pequena diferença encontrada entre as forças, nestas duas direções, foi dada pela atuação de uma força de atrito, causada pelo contato entre a ferramenta e a peça de trabalho na superfície de folga. Além disso, foi concluído que as forças de corte previstas pelo modelo foram consistentes com as encontradas experimentalmente.

Já Afazov, Ratchev e Segal (2010) utilizaram do método de elementos finitos (*finite element method* - FEM) para prever as forças de corte durante o microfresamento do aço AISI 4340. Os autores desenvolveram um modelo analítico para determinação da espessura de corte, considerando a trajetória da ferramenta para diferentes parâmetros de usinagem (avanço, velocidade de corte, raio da aresta de corte e a quantidade de arestas das microfresas), além de levar em conta a ocorrência de batimento radial. Com base no modelo

de elementos finitos, foi determinada uma equação não linear para representar a relação entre as forças de corte, a espessura e a velocidade de corte. Com esta relação foi possível prever as forças para cada condição de corte utilizada, isso foi confirmado pela validação dos resultados a partir de ensaios experimentais.

Conforme pode-se observar nos trabalhos apresentados, a modelagem e a simulação para predição das forças de corte nos processos de microusinagem possuem resultados bem condizentes com os encontrados nos ensaios experimentais. Isso mostra que com o desenvolvimento destes métodos, para que consigam representar todos os parâmetros envolvidos na microusinagem, os mesmos poderão ser utilizados para determinar as forças de corte que serão obtidas no processo com elevada confiabilidade, e assim, será possível otimizar a execução dos processos de microusinagem (BOEIRA; 2010).

### 2.3 Microfresamento

O microfresamento é um processo de microusinagem bastante flexível empregado na fabricação de microcomponentes com geometria complexa e microcaracterísticas em uma grande variedade de materiais de engenharia (VOGLER; DEVOR; KAPOOR, 2003; MOUGO, 2016), utilizando fresas com diâmetros submilimétricos (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005), os quais variam de 100  $\mu\text{m}$  a 500  $\mu\text{m}$  (CARDOSO; DAVIM, 2012).

O processo de microfresamento não pode ser considerado como uma redução de escala do fresamento convencional, devido ao já explicado efeito escala. Porém, no microfresamento as grandezas de corte, assim como o formato e a nomenclatura das ferramentas são os mesmos do processo em escala macro, uma vez que ambos os processos possuem a mesma cinemática (FLEISCHER et al., 2008). Na Fig.2.4 tem-se representado a operação de microfresamento frontal com a indicação da profundidade de corte ( $a_p$ ) e da penetração de trabalho ( $a_e$ ).

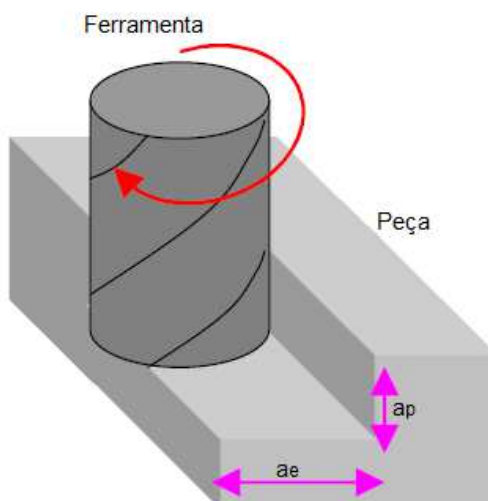


Figura 2.4 - Esquema do processo de microfresamento (Adaptado de SHIZUKA et al., 2011)

Assim como no fresamento convencional, no microfresamento as condições de corte devem ser bem analisadas, uma vez que dependem do diâmetro da ferramenta utilizada e do material a ser usinado. As condições de corte selecionadas irão influenciar no desempenho do corte, principalmente no desgaste e vida da ferramenta, bem como na integridade da superfície usinada (LEE; DORNFELD; DAVID, 2004; CHENG; HUO, 2013). É importante ressaltar que para este processo as máquinas-ferramentas utilizadas devem possuir elevada rigidez dinâmica, amortecimento e elevada precisão de movimentação. Além disso, devem ser constituídas por alta capacidade de rotação, uma vez que nos processos de microusinagem o diâmetro da ferramenta de corte possui valores bem reduzidos, e para manter a velocidade de corte em um valor que garanta alta produtividade é necessário empregar elevadas rotações, que em geral são maiores que as rotações do fresamento convencional em uma ou duas ordens de grandeza (CHUKEWAD, 2014).

### 2.3.1. Mecanismo de Corte

O microfresamento frontal é um processo intermitente, no qual o eixo da ferramenta de corte se encontra perpendicular à direção de avanço. Neste processo, em geral, a ferramenta constituída por mais de uma aresta de corte rotaciona em torno do seu próprio eixo, enquanto que a mesa da máquina ferramenta, onde está fixada a peça de trabalho, realiza o movimento de avanço. Portanto, cada aresta de corte da ferramenta entra e sai da peça a cada revolução da mesma. Isto é, durante o microfresamento frontal a espessura de corte ( $h$ ) varia de zero até o avanço por dente e depois reduz para zero novamente, em cada passagem da ferramenta de corte, conforme representado na Fig. 2.5 (GROOVER, 2010).

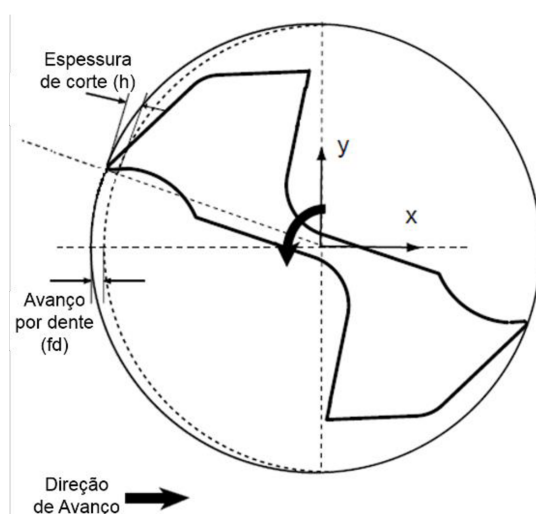


Figura 2.5 - Variação da espessura de corte durante o processo de microfresamento (Adaptado de ÖZEL; LIU; DHANORKER, 2007)

Como consequência da variação da espessura de corte, ao longo do percurso da ferramenta existem regiões que a espessura será menor que a espessura mínima para ocorrer a formação de cavaco, conforme discutido na seção 2.2.2.

No microfresamento definir o avanço por dente se torna crítico, uma vez que dependendo do valor pode não ocorrer formação de cavaco. Isto acontecerá quando o avanço for menor que a espessura mínima de corte, já que os mecanismos dominantes serão o atrito e o *ploughing* (CHENG; HUO, 2013).

A cada revolução da microfresa, quando o avanço por dente for maior que a espessura mínima, terá a ocorrência do *ploughing* e do cisalhamento. A região de predominância do *ploughing* consistirá na entrada e saída da ferramenta, enquanto que a região que ocorrerá a formação de cavaco, com predominância do cisalhamento, é formada onde a espessura de corte se torna maior que a mínima, conforme representação na Fig. 2.6 (BAYESTEH; KO; JUN, 2016; ÖZEL; LIU; DHANORKER, 2007).

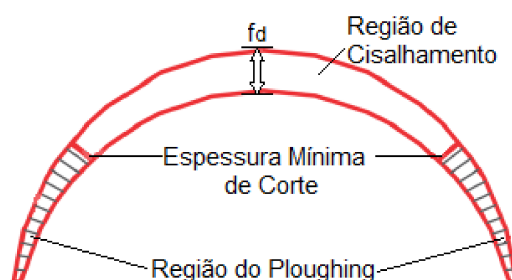


Figura 2.6 - Representação dos mecanismos de corte no microfresamento frontal (Adaptado de BAYESTEH; KO; JUN, 2016)

O movimento da ferramenta de corte será classificado como concordante ou discordante em função da variação da espessura de corte. O microfresamento será denominado discordante quando a espessura de corte iniciar em zero e aumentar até atingir o valor do avanço por dente ( $f_d$ ), neste caso, os sentidos da velocidade de corte e de avanço são opostos. Já no microfresamento concordante a espessura de corte é máxima no início, ou seja, o seu valor coincide com o avanço por dente e decresce até zero, sendo que a velocidade de corte e avanço possuem o mesmo sentido. Logo, no microfresamento frontal quando a penetração de trabalho se iguala ao diâmetro das microfresas, os quais são submilimétricos, o corte será constituído sempre pelos dois tipos de movimentos (BAYESTEH; KO; JUN, 2016).

### **2.3.2. Monitoramento do Desgaste das Microferramentas**

O monitoramento do desgaste das ferramentas de corte nos processos de microfresamento é fundamental devido ao tamanho reduzido das mesmas, que impede a olho nu a percepção de quebra ou danos na ferramenta durante a realização do processo. Além disso, as ferramentas desgastadas afetam diretamente na qualidade das superfícies geradas, portanto, estas devem ser substituídas no momento correto para que os requisitos de alta precisão do microfresamento sejam atingidos (ZHU; WONG; HONG, 2009). Assim, o monitoramento irá aumentar a confiabilidade do processo de microfresamento, além de evitar paradas desnecessárias em produções de grandes lotes como ocorre nos processos convencionais, o que irá refletir no aumento da produtividade (MACHADO et al., 2011).

Os métodos de monitoramento da condição da ferramenta utilizados nos processos de microfresamento são baseados nos empregados para os processos de usinagem convencional. Os métodos podem ser realizados por medições diretas ou indiretas. Os diretos medem o valor real de uma variável específica como: medidas ópticas e alterações dimensionais na peça de trabalho. Já nos indiretos, o valor real é determinado por meio de relações empíricas, exemplos destes são: força de usinagem, ruído gerado pelo processo, vibração, campo de temperatura e sinais de emissão acústica. Em geral, os métodos diretos são mais aplicáveis em pesquisas laboratoriais devido as limitações de acesso durante a usinagem e utilização de fluidos de corte. Estes são mais precisos que os indiretos, porém, como já mencionado sua aplicação possui limitações, ao contrário dos métodos indiretos, os quais são mais indicados para aplicações práticas (LAURO et al., 2014).

Na microusinagem os métodos de monitoramento indiretos estão sendo extensivamente aplicados e estudados. Em alguns trabalhos tem-se desenvolvido a fusão de



alguns destes métodos para monitorar a condição da microferramenta. Isto é realizado para aumentar a largura de banda dos sensores utilizados (MANDAL, 2014).

Um trabalho que demonstra isso foi desenvolvido por Malekian, Park e Jun (2009b). Neste estudo foi realizado o microfresamento da liga de alumínio 7075 com ferramentas de metal duro revestidas com (Al,Ti)N de 500  $\mu\text{m}$  de diâmetro, constituídas por duas arestas de corte. Os pesquisadores utilizaram uma combinação de aceleração, força de corte e emissão acústica. Os sinais dos três sensores foram adquiridos e fundidos usando a *neuro-fuzzy*, para identificar a condição da ferramenta. Os resultados obtidos foram satisfatórios, ou seja, ao fundir os três sinais para treinamento da *neuro-fuzzy*, a mesma conseguiu determinar corretamente a condição da ferramenta com elevada confiabilidade.

Outro trabalho que utilizou a fusão de métodos indiretos foi realizado por Jemielniak e Arrazola (2008). Os autores adquiriram simultaneamente os sinais das forças de corte e os de emissão acústica para monitorar o estado da microferramenta. Para isso, realizaram o microfresamento do aço ferramenta para trabalho a frio X155CrVMo12-1 com ferramentas de metal duro de 800  $\mu\text{m}$  de diâmetro, constituídas por duas arestas de corte.

Nas análises realizadas os autores perceberam que mesmo os sinais das forças de corte sendo severamente perturbados pelas vibrações de ressonância do dinamômetro, conseguiram apresentar dependência com o desgaste das microferramentas, tornando-se importante para o monitoramento das mesmas. Além disso, observaram que a fusão dos sinais de força e emissão acústica resultou em forte relação com o desgaste da ferramenta, porém, ao realizar a análise somente com os sinais de emissão acústica foi possível obter relações aceitáveis com o desgaste, mesmo não apresentando uma estimativa do estado da ferramenta tão confiável quanto ao utilizar a fusão dos dois sinais (JEMIELNIAK; ARRAZOLA, 2008).

Também são encontrados na literatura diversos trabalhos que utilizam somente um método de monitoramento indireto para determinação da condição da ferramenta no microfresamento. É importante ressaltar que a utilização da fusão de métodos apresenta resultados mais confiáveis, porém, nas pesquisas desenvolvidas com somente um método, é possível encontrar resultados satisfatórios a respeito do monitoramento da condição da ferramenta. Alguns destes trabalhos serão relatados nos próximos parágrafos.

Prakash e Kanthababu (2013) realizaram o monitoramento do estado das microferramentas durante o microfresamento da liga de alumínio AA 6061 T6, da liga de cobre CuZn39Pb3 e do aço SAE 1017. As microfresas utilizadas foram de metal duro com 500  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Neste trabalho foi adquirido o sinal RMS de emissão acústica, o qual foi amplificado e filtrado usando um filtro passa-banda de 30 kHz a 1 MHz. A condição da ferramenta de corte foi correlacionada com os sinais adquiridos e com a morfologia do cavaco

obtido, e apresentaram forte relação para os três materiais analisados, sendo este método eficaz para o monitoramento dos processos de microfresamento.

Yen, Lu e Chen (2013) também monitoraram a condição das ferramentas utilizando sinais de emissão acústica. Os autores estudaram o microfresamento do aço SK2 utilizando microfresas de metal duro com 700  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Os pesquisadores propuseram a utilização de um algoritmo de mapa de características de auto-organização (*Self-Organization Feature Map* - SOM) para monitorar a condição das microfresas, ao extrair recursos dos sinais analisados no domínio da frequência, pela aplicação da transformada rápida de Fourier (*Fast Fourier Transformation* - FFT). Além disso, tiveram que utilizar a quantificação vetorial de aprendizado (*Learning Vector Quantification*) para verificar a utilização da SOM. Os resultados obtidos mostraram uma taxa de classificação média de 98 % para determinação da condição da ferramenta usando o algoritmo SOM, mostrando que a utilização dessa metodologia é confiável para determinar o estado da ferramenta, porém como observado pelos autores, essa análise não é nada trivial e a mesma é necessária para a aplicação nos processos de microusinagem.

Outro método de monitoramento indireto empregado nos processos de microfresamento consiste na aquisição dos sinais de vibração. Hsieh, Lu e Chiou (2012) desenvolveram um sistema para monitorar a condição da ferramenta utilizando este método. Para isso, um acelerômetro de três eixos foi acoplado ao fuso do cabeçote da máquina-ferramenta para realizar a aquisição dos sinais. Neste trabalho foi realizado o microfresamento do aço SK2 com microfresas de metal duro de 700  $\mu\text{m}$  de diâmetro. A metodologia empregada consistiu em aplicar a transformada rápida de Fourier (FFT) nos sinais coletados, para identificar as mudanças no desgaste da ferramenta, por meio da utilização da classe média dos critérios de dispersão (*Class Mean Criteria*). Ao selecionar as características adequadas do sinal foi empregado um classificador de redes neurais de retropropagação (*Back-Propagation*) para classificação das condições das ferramentas. Os resultados apresentaram uma boa taxa de classificação do estado da microferramenta, sendo que esta taxa possuiu maiores valores ao utilizar a combinação de duas direções do sinal de vibração.

Os sinais do som também são utilizados no monitoramento do estado da ferramenta de corte. Uma aplicação da utilização destes foi encontrada no trabalho desenvolvido por Lu e Wan (2013). Os pesquisadores analisaram os sinais sonoros obtidos no microfresamento do aço SK2 realizado com microfresas de metal duro de 700  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Os autores desenvolveram o modelo de Markov (*Hidden Markov Model* - HMM) para classificar os estados das microferramentas. Primeiramente, foi obtida a transformada rápida de Fourier dos sinais adquiridos, então foram determinadas as características dos sinais por classe média de critérios de dispersão (*Class Mean Scatter Criteria*) para treinamento do modelo HMM. Feito

isto, foram definidas as características dos sinais para realização do monitoramento do estado da microferramenta pelo modelo HMM. Os resultados apresentaram uma taxa de classificação de 100 % para os sinais sonoros que foram normalizados antes de serem utilizados na análise para determinação do estado da microferramenta de corte.

Diante do exposto, pode-se concluir que é possível realizar o monitoramento da condição das ferramentas de corte no processo de microfresamento, por meio de diversos métodos. O que irá interferir na escolha do método de monitoramento será a aplicação ao qual deverá ser submetido e a disponibilidade dos sensores. É importante relatar que através do monitoramento resultados confiáveis foram obtidos de acordo com a literatura apresentada, o que pode garantir maior eficiência das operações de microusinagem.

Uma análise de sinais geralmente é feita através de parâmetros estatísticos extraídos dos sinais (BRITO, 2018). Dentre os vários parâmetros, os principais e que serão utilizados neste trabalho são:

- Valor Médio Quadrático (RMS)

O valor médio quadrático consiste na raiz quadrada da média do quadrado da tensão do sinal, calculado de acordo com a Eq. 2.2, onde  $\Delta T$  é o período de tempo e  $V(t)$  a função do sinal (TETI; DORNFELD, 1989).

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{\Delta T} \int_0^{\Delta T} V^2(t) dt} \quad (2.2)$$

Este parâmetro é uma medida muito importante de amplitude demonstrado na Figura 2.7, que considera a cronologia da onda e o valor de amplitude, o qual está diretamente associado a energia contida na onda (DUARTE, 2013).

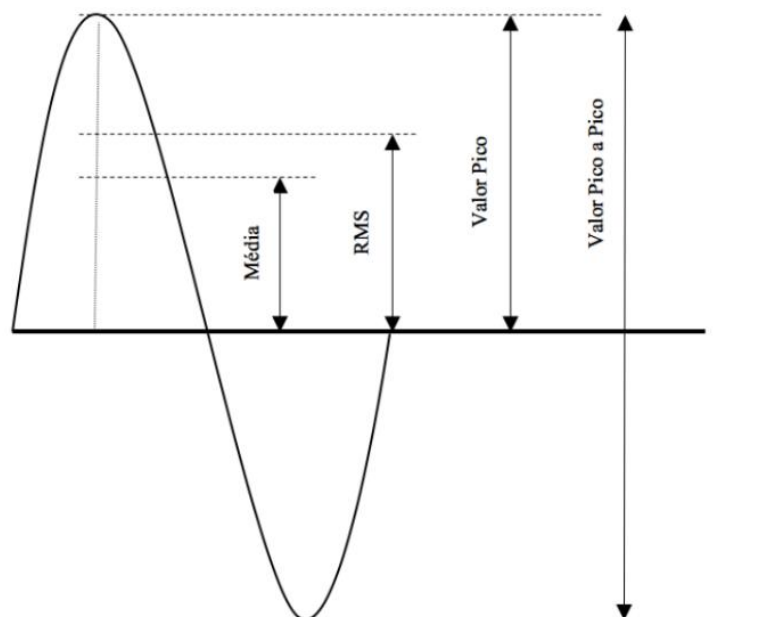


Figura 2.7 - Medidas de amplitude de um sinal (BRITO, 2018)

- Pico

O valor de pico consiste na maior amplitude do sinal a partir do valor zero. Este parâmetro não considera a cronologia da onda e indica níveis máximos do sinal do tipo transiente (MEOLA, 2005). Na Fig. 2.7 tem-se a representação da sua medida.

- Pico a Pico

O valor pico a pico representa a excursão máxima da onda, portanto, consiste na diferença entre o valor de pico e de vale do sinal (MEOLA, 2005), conforme apresentado na Fig. 2.7.

- Curtose (*Kurtosis*)

O valor da Curtose mostra o grau de achatamento de uma distribuição com relação a distribuição normal (MONTGOMERY et al., 2006). Seu cálculo é dado pela Eq. 2.3, onde  $M'_4$  é o momento central de quarta ordem e  $\sigma$  o desvio padrão da amostra (DUARTE, 2013).

$$C_s = \frac{M'_4}{(\sigma^2)^2} \quad (2.3)$$

De acordo com o valor da curtose a distribuição pode ser classificada em: Leptocúrtica, Platicúrtica e Mesocúrtica. A Leptocúrtica possui curtose maior que 3, apresentando pico maior, enquanto que a Platicúrtica, com curtose menor que 3, possui topo mais achatado. A Mesocúrtica apresenta curtose igual a 3, distribuição normal e a sua forma é intermediária (MEOLA, 2005). Na Fig. 2.8 tem-se os tipos de distribuição de acordo com os valores da curtose.

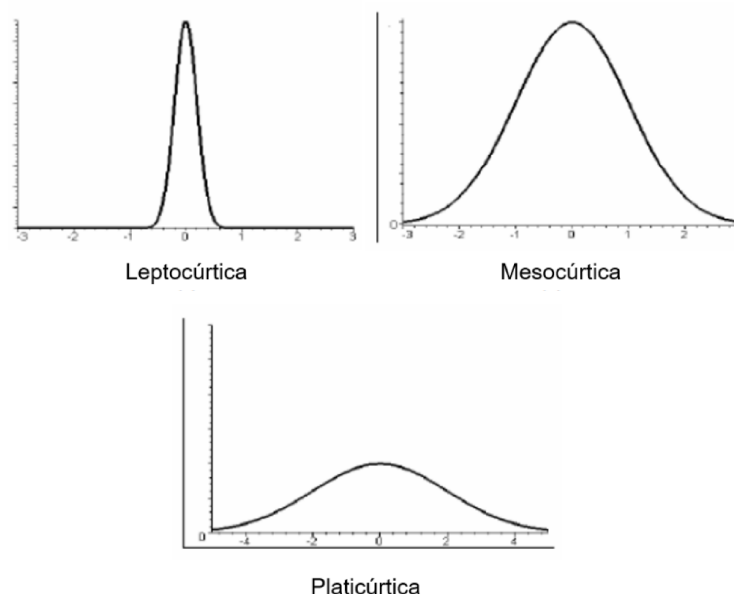


Figura 2.8 - Distribuições Leptocúrtica, Mesocúrtica e Platicúrtica (Adaptado de DUARTE, 2013)

- Assimetria (*Skewness*)

A assimetria consiste no grau de desvio da simetria de uma distribuição (MONTGOMERY et al., 2006). A mesma é calculada pela Eq. 2.4, onde  $M'_3$  é o momento central de terceira ordem e  $\sigma$  o desvio padrão da amostra (DUARTE, 2013).

$$C_s = \frac{M'_3}{(\sigma^2)^{1,5}} \quad (2.4)$$

As distribuições podem apresentar três tipos de assimetria, conforme Fig. 2.9. A distribuição assimétrica à direita, ou positiva, possui uma cauda mais longa à direita do que a esquerda, enquanto que a distribuição com uma cauda mais longa à esquerda corresponde a uma distribuição assimétrica à esquerda, ou negativa. Quando a curva apresenta distribuição normal a assimetria será igual a zero (DUARTE, 2013).

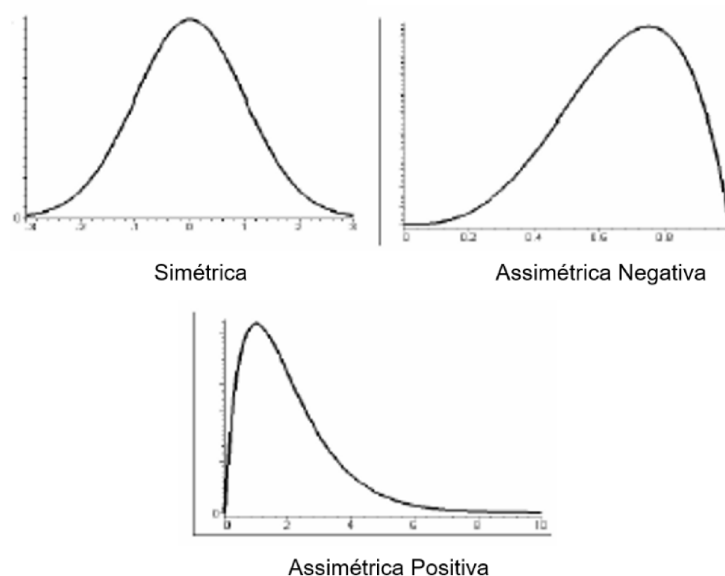


Figura 2.9 - Distribuições Simétrica, Assimétrica Negativa e Assimétrica Positiva (Adaptado de DUARTE, 2013)

- Fator de Crista

O Fator de Crista é determinado pela relação entre o valor de pico e o rms, conforme Eq. 2.5. Este parâmetro indica a presença de ocorrências fora da normalidade (BRITO, 2018).

$$F_c = \frac{\text{Valor Pico}}{\text{Valor RMS}} \quad (2.5)$$

Nas análises também são verificadas a sensibilidade de cada um dos parâmetros estatísticos para determinar os parâmetros que são capazes de identificar a condição de desgaste das ferramentas. Dentre os métodos aplicados nesta análise tem-se o gráfico *boxplot*, que será utilizado neste trabalho.

Este gráfico condensa um conjunto de informações estatísticas da distribuição de um conjunto de dados. O gráfico é constituído pelo valor mínimo (f), primeiro quartil (e), mediana (d), terceiro quartil (c) e pelo valor máximo (b) (GUIMARÃES, 2008), conforme Fig. 2.10. Além disso, neste gráfico pode-se encontrar pontos que estão fora dos limites b e f, os quais são os *outliers*, ou seja, os valores discrepantes, representado pela letra a no gráfico (DUARTE, 2013).

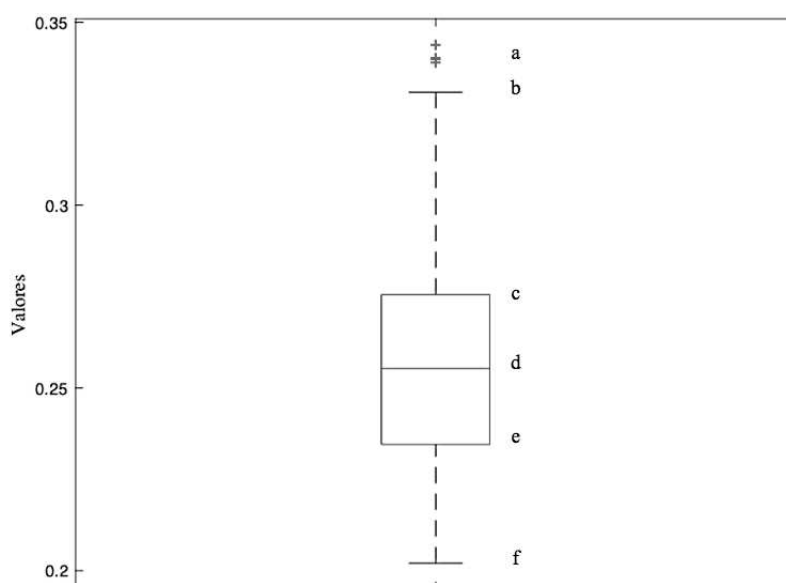


Figura 2.10 - Gráfico *boxplot* (BRITO, 2018)

O primeiro quartil indica que 25 % dos dados estão abaixo da linha e, enquanto que o terceiro quartil, indica que 75 % dos dados estão abaixo da linha c. O valor máximo, b, representa o bigode superior e o mesmo consiste no valor máximo dos dados, que é menor que o terceiro quartil, mais uma constante vezes o comprimento dado pela diferença entre os valores das linhas c e e (interquartil). Já o valor mínimo, f, refere-se ao valor mínimo dos dados que é maior que o primeiro quartil menos uma constante vezes o comprimento do interquartil (NETO et al., 2017).

Por meio da análise do *boxplot* é possível observar algumas informações estatísticas importante para uma distribuição de dados segundo MEOLA (2005), as quais são: o nível de achatamento é observado pela diferença dos valores das linhas do primeiro e terceiro quartil até a mediana; a assimetria é dada pela diferença entre os comprimentos das caixas superior e inferior; a distância entre os valores máximo e mínimo até a mediana indicam as excursões fora da média do conjunto de dados e os *outliers* estão relacionados, normalmente, com problemas durante a aquisição dos dados.

## 2.4 Ferramentas de Corte

As ferramentas de corte empregadas na usinagem exercem grande influência no desempenho dos processos, sendo a geometria das mesmas o fator que mais irá interferir na usinagem (MACHADO et al., 2011). Isto se torna ainda mais crítico na microusinagem, uma vez que as ferramentas têm tamanhos reduzidos a níveis submilimétricos. As

microferramentas possuem as mesmas geometrias e os mesmos elementos das ferramentas utilizadas na usinagem convencional (FLEISCHER et al., 2008).

#### 2.4.1 Geometria das Ferramentas

As ferramentas de corte possuem geometrias específicas para cada processo de usinagem e são constituídas por superfícies de folga principal e secundária, superfície de saída e, conseqüentemente, pelas arestas de corte principal e secundária.

As microfresas, que serão objeto de estudo neste trabalho, são comumente formadas por duas hélices de corte, devido às limitações existentes nos processos de fabricação. De acordo com Chae; Park; Freiheit (2006) e Grzesik (2008) este é o tipo de ferramenta comumente comercializada.

Existem dois tipos de microfresas, as quais são de topo retas ou esféricas, como está demonstrado na Fig. 2.11. As microfresas de topo retas são utilizadas na fabricação de superfícies de duas dimensões como canais e rasgos, enquanto que as de topo esférico são empregadas em superfícies tridimensionais (CÂMARA et al., 2012).

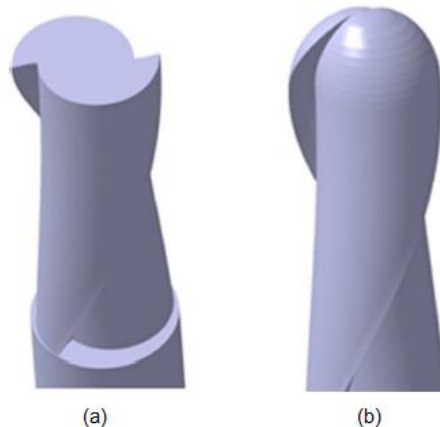


Figura 2.11 - Microfresas (a) de topo reto e (b) de topo esférico (Adaptado de NASRI et al., 2016)

Na Figura 2.12 tem-se representado a geometria de uma microfresa de topo reto com a indicação das suas superfícies de saída.



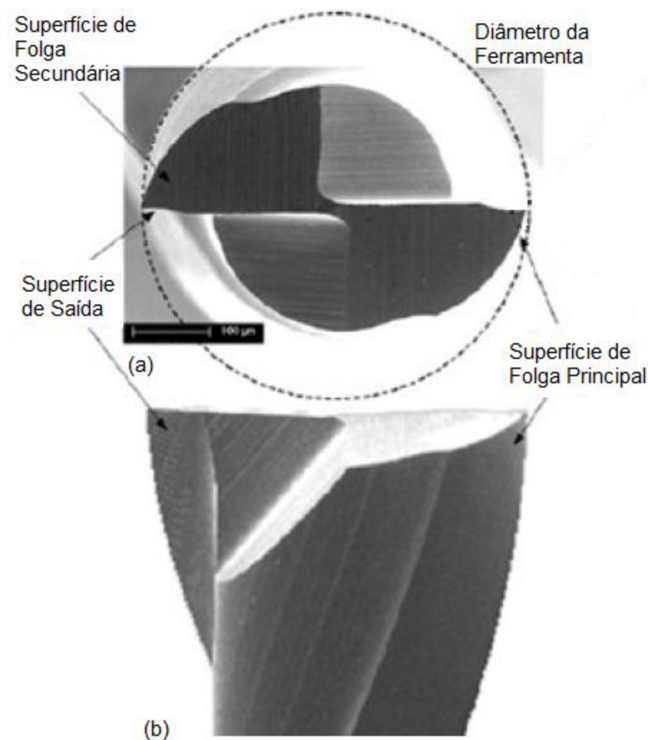


Figura 2.12 - Microfresa (a) vista de topo e (b) vista lateral (Adaptado de CHENG; HUO, 2013)

As microfresas de topo reto possuem como principais características a quantidade de arestas de corte, o raio da aresta de corte, o ângulo de hélice e os ângulos radiais de saída e de folga, como apresentado na Fig. 2.13 (CHENG; HUO, 2013; WU; CHENG; RAKOWSKI, 2012).

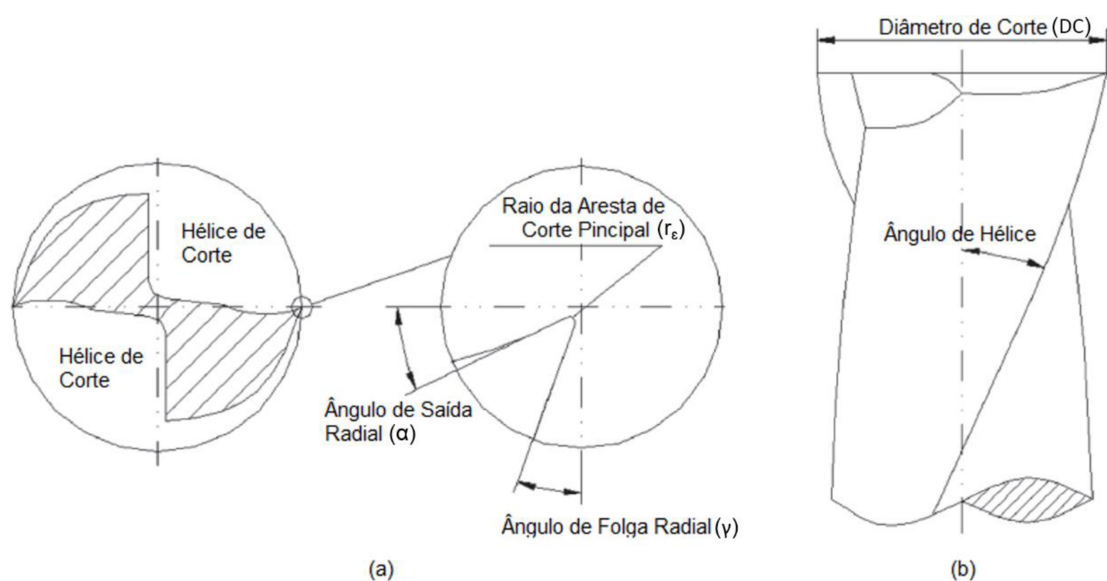


Figura 2.13 - Especificação da Geometria de Corte das Microfresas na vista lateral (a) e (b) e na vista frontal (Adaptado de WU; CHENG; RAKOWSKI, 2012)

De acordo com Bissacco, Hansen e De Chiffre (2005) o diâmetro da haste das ferramentas é cerca de 10 vezes maior que o diâmetro de corte para garantir maior rigidez, e o comprimento em balanço desta ferramenta deve ser suficiente para evitar que a mesma sofra deflexões.

Ao definir adequadamente a geometria de corte das ferramentas será garantido que a usinagem ocorrerá com uma maior rigidez da ferramenta, além disso, assegurará que o material removido não ficará acumulado na microfresa, garantindo assim pequeno desgaste nas ferramentas e, portanto, um bom desempenho do processo microfresamento (CHENG; HUO, 2013).

#### **2.4.2 Materiais e Revestimento das Ferramentas**

Os materiais utilizados na fabricação das microferramentas devem possuir maior dureza e resistência mecânica que o material da peça de trabalho. As propriedades desejáveis para estes materiais são: elevada dureza, tenacidade suficiente e estabilidade química a altas temperaturas. Quanto a tenacidade, esta propriedade se torna bastante importante para os processos de usinagem intermitente, como o microfresamento, uma vez que a microferramenta deverá resistir aos choques e impactos a cada contato com a peça de trabalho (CHENG; HUO, 2013).

Os materiais mais empregados nas microferramentas são os aços rápido, carbonetos, cerâmicas, nitreto cúbico de boro (CBN) e diamante. Destes materiais o diamante é frequentemente mais utilizado nos processos de usinagem de ultraprecisão, além disso, o mesmo possui aplicação limitada para a usinagem de materiais não ferrosos, devido a elevada afinidade química que este possui com os materiais ferrosos, o que provoca desgaste severo na microferramenta quando empregada nesta condição (GRZESIK, 2008; CÂMARA et al., 2012).

De acordo com Chae; Park; Freiheit (2006) as microferramentas mais comuns são de carboneto de tungstênio com grãos menores que 600 nm, para aumentar a resistência ao desgaste das mesmas, e como consequência assegurar um bom desempenho. Segundo Cheng e Huo (2013) as microferramentas mais comuns também são de carbonetos de tungstênio, porém devem ser constituídas com grãos ultrafinos (tamanho menor que 0,50  $\mu\text{m}$ ) as quais terão elevada dureza e resistência ao desgaste suficiente.

Os primeiros carbonetos de tungstênio fabricados eram constituídos por WC e Co, porém a aplicação destes em ferramentas de corte não era indicado para a usinagem dos aços, uma vez que ocorria elevado desgaste na superfície de saída das ferramentas. Então, para solucionar este problema estudos foram realizados e mostraram que adicionar TiC, TaC

e/ou NbC a estes carbonetos de tungstênio com cobalto, o problema era resolvido (MACHADO et al., 2011). Assim, as microferramentas constituídas por estes materiais podem ser aplicadas na usinagem de uma grande variedade de materiais, incluindo os aços (CÂMARA et al., 2012).

Para aumentar a vida das microferramentas e elevar o seu desempenho nos processos de microusinagem são utilizados revestimentos. Além disto, utilizar microfresas revestidas, pode aumentar a produção e diminuir os custos, já que, em geral, estas se tornam mais resistentes, assim torna-se possível usinar sem a necessidade da aplicação de fluidos de corte (CHENG; HUO, 2013). Outro benefício da utilização destes revestimentos é a redução do atrito entre as microfresas e a peça de trabalho, que tem como consequência a diminuição da rugosidade superficial (ARAMCHAROEN et al., 2008).

Em geral 80 % das microfresas de carboneto de tungstênio são revestidas (SAEDON, 2012). O revestimento mais empregado consiste no nitreto de alumínio titânio (TiAl)N. Porém, existem outros tipos de como: nitreto de titânio (TiN), carboneto de titânio (TiC) e nitreto de cromo (CrN) (CARDOSO; DAVIM, 2012).

Os revestimentos aplicados nas microferramentas devem possuir algumas propriedades particulares, além de ter elevada dureza, tenacidade e resistência ao desgaste. As propriedades são: reduzido coeficiente de atrito comparado com as microferramentas não revestidas, microestrutura fina e devem ser livres de defeitos inerentes do processo de deposição (ARAMCHAROEN et al., 2008).

Nas microferramentas a espessura das camadas depositadas de revestimento é bastante crítica, pelo fato da mesma aumentar o tamanho do raio de arredondamento da aresta de corte e assim modificar a geometria da ferramenta, que irá interferir no desempenho do processo de corte (ZHOU, 2015).

Além de revestir as ferramentas para aumentar a vida útil, alguns pesquisadores estão estudando o efeito de adicionar microranuras na superfície das microferramentas. Chang et al. (2011) realizaram microranuras na superfície de saída de um microfresa de metal duro com 1 mm de diâmetro, utilizando o sistema focalizado de feixes iônicos (FIB). As microranuras foram produzidas na posição horizontal ( $0^\circ$ ), perpendicular ( $90^\circ$ ) e inclinada a  $45^\circ$ , conforme apresentado na Fig. 2.14, pelas letras b, c, e d, respectivamente, na letra a tem-se a geometria da microfresa sem ranhura na sua superfície de saída. Os autores concluíram que as microranuras localizadas na posição perpendicular reduziram o desgaste da microfresa, assim como as forças de usinagem. Portanto, esta técnica pode ser utilizada juntamente com os revestimentos para reduzir ainda mais o desgaste das ferramentas e, assim, aumentar o desempenho do processo.

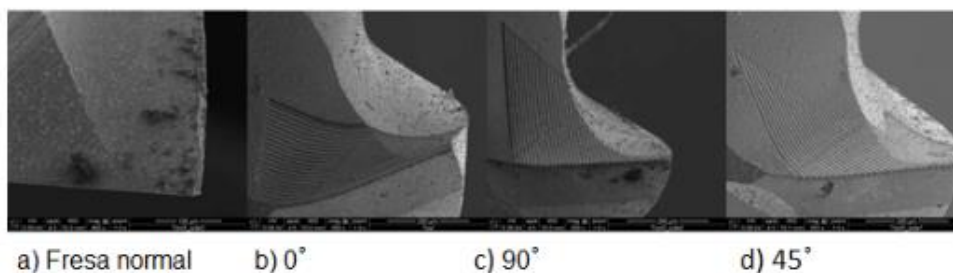


Figura 2.14 - Localização das microranhuradas na superfície de saída das microfresas (Adaptado de CHANG et al., 2011)

### 2.4.3 Desgaste das Ferramentas

Nos processos de usinagem convencional a geometria das ferramentas de corte é alterada devido a ocorrência de avarias, desgaste e deformação plástica. Mesmo que as condições de corte sejam selecionadas de maneira adequada e que o material da ferramenta possua tenacidade suficiente para resistir a ocorrência das avarias, o desgaste irá ocorrer por meio do contato e do deslizamento relativo entre a ferramenta e o material de trabalho, bem como o contato entre a ferramenta e o cavaco (MACHADO et al., 2011).

O desgaste de cratera, de flanco e de entalhe são as principais formas de desgaste encontradas nas ferramentas de corte utilizadas nos processos de usinagem convencional. Durante o processo de desgaste estas formas ocorrem de maneira combinada, sendo que somente uma dessas se torna predominante, dependendo das condições de corte, do material da peça de trabalho, da geometria e do material da ferramenta (SNR, 2000).

Estas formas de desgaste se desenvolvem por meio de mecanismos. Alguns autores classificam os mecanismos em abrasão, difusão, oxidação e adesão, também denominada por *attrition* (KIM; CHUN, 1985; MACHADO et al., 2011). Enquanto outros, além de considerar esses adicionam como mecanismos de desgaste a deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas, a deformação plástica por altas tensões de compressão na aresta de corte e o desgaste de entalhe, o qual engloba o mecanismo da oxidação (TRENT, WRIGHT; 2000; DOLINŠEK; KOPAČ; 1999).

Os mecanismos de adesão e abrasão são característicos de condições com baixa temperatura, enquanto que em temperaturas elevadas a difusão e a oxidação estarão presentes (MACHADO et al., 2011). Quanto aos mecanismos de deformações plásticas, o por cisalhamento a altas temperaturas é característico da usinagem de materiais com alto ponto de fusão e com elevada taxa de velocidade de corte e avanço, já a deformação plástica por altas tensões de compressão estará presente no corte de materiais com elevada dureza (TRENT, WRIGHT; 2000).

É importante ressaltar que nem sempre as considerações a respeito do desgaste nos processos convencionais podem ser validadas para os processos de microusinagem, mas o conhecimento da macrousinagem é utilizado como base para os processos de usinagem em escala reduzida, portanto é fundamental entender as formas e os mecanismos de desgaste dos processos convencionais para ser possível compreender o desgaste apresentado pelas microferramentas (RAHMAN; KUMAR; PRAKASH, 2001).

A ocorrência dos mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte é um processo inevitável tanto para os processos de usinagem convencional como para os de microusinagem, que influenciam na vida da ferramenta, principalmente, quando as condições de corte empregadas não são selecionadas conforme o recomendado. Neste caso, o desgaste será excessivo tendo como consequência redução significativa na vida da ferramenta, que irá produzir superfícies com elevada rugosidade (CHENG; HUO, 2013).

Para os processos de microusinagem o desgaste se torna ainda mais crítico em comparação com os convencionais. Isso ocorre devido ao tamanho reduzido das ferramentas de corte (RAHMAN; KUMAR; PRAKASH, 2001). Esse efeito está demonstrado na Fig. 2.15, onde tem-se a relação do desgaste com o diâmetro das ferramentas.

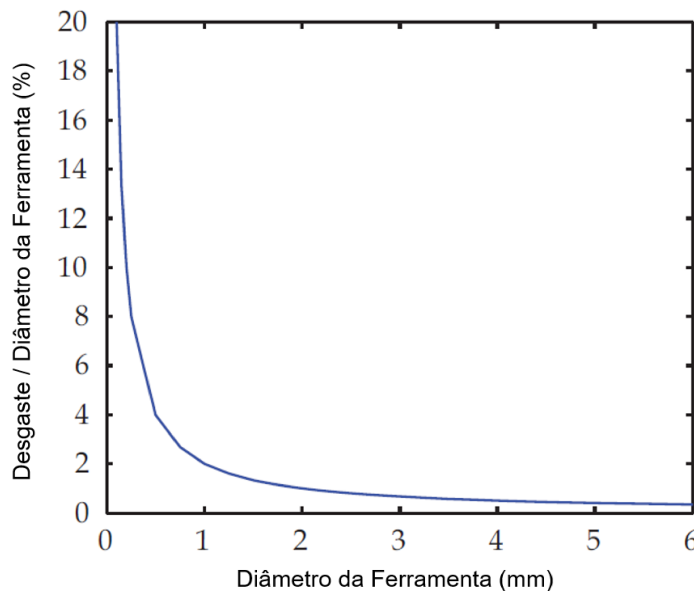


Figura 2.15 - Relação entre o desgaste e o diâmetro das ferramentas de corte (Adaptado de LI, 2009)

Conforme análise da Fig. 2.15, percebe-se que a medida que o diâmetro da ferramenta é reduzido para valores menores que 1 mm, a relação do desgaste com o diâmetro aumenta significativamente, demonstrando que para ferramentas com pequeno diâmetro o desgaste

terá grande influência na geometria das mesmas (LI, 2009; RAHMAN; KUMAR; PRAKASH, 2001).

Os mecanismos de desgaste nos processos de microusinagem são complexos devido ao efeito escala, que faz com que a ferramenta esteja exposta a uma variação não linear de força e energia específica de corte (JIJU; ASAMS; JOSE, 2017; BIERMANN; STEINER; KREBS, 2013). Além disso, a determinação do desgaste e do critério de fim de vida das microferramentas não é nada fácil, pelo tamanho reduzido das mesmas e por não haver normas que padronizem os procedimentos de realização do teste de vida das ferramentas, como a norma ISO 8688-2:1989 que se refere ao processo de fresamento de topo convencional.

Portanto, nos trabalhos de microusinagem encontra-se várias metodologias empregadas para medição do desgaste. Em geral, a medição é realizada em imagens sobrepostas das microferramentas novas e usadas, as quais são obtidas por microscópios.

Santos (2016) investigou o desgaste em ferramentas de metal duro revestidas com nitreto de titânio no microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205. Para realização desta investigação a autora mediu o desgaste nas superfícies de folga principal e secundária da ferramenta. O desgaste foi medido empregando-se o Image J como a distância entre a ponta da ferramenta nova e a usada, conforme demonstrado na Fig. 2.16.

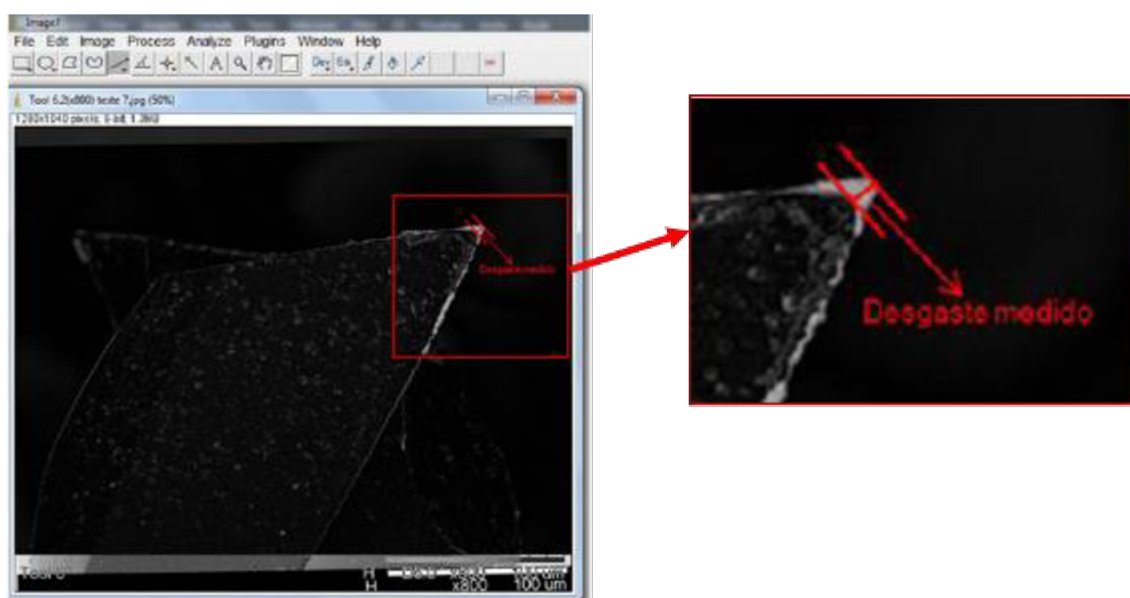


Figura 2.16 - Medição de desgaste em microfresas (Adaptado de SANTOS, 2016)

Ziberov et al. (2016) também analisaram o desgaste nas microfresas de metal duro ao usinar a liga de titânio Ti-6Al-4V. O desgaste foi medido na superfície de folga principal como

a distância entre a ferramenta nova e a usada na direção 1 (Wear 1) e 2 (Wear 2) empregando-se o Image J, conforme apresentado na Fig. 2.17.

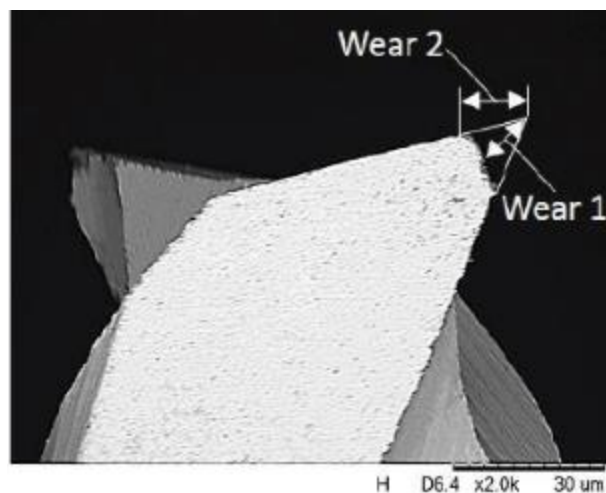


Figura 2.17 - Medição de desgaste em microfresas (ZIBEROV et al., 2016)

No trabalho de Silva (2017) foi microusinado o aço inoxidável duplex UNS S32205 com microfresas de metal duro revestidas com WXL. Neste estudo o desgaste das ferramentas foi determinado como a diferença entre as imagens das ferramentas novas e usadas nas direções 1 (desgaste 1) e 2 (desgaste 2), as quais estão apresentadas na Fig. 2.18.

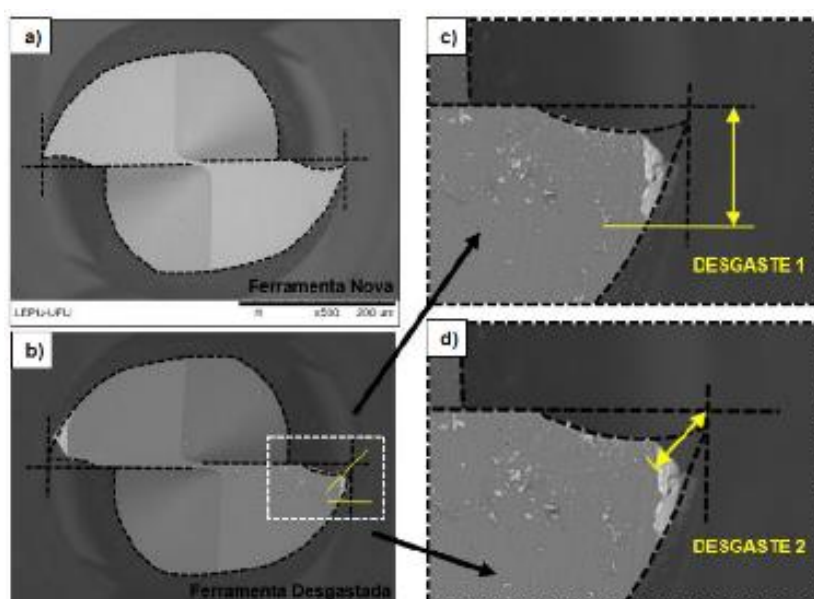


Figura 2.18 - Medição de desgaste em microfresas (SILVA, 2017)

Malekian, Park e Jun (2009b) também investigaram o desgaste em microfresas de metal duro revestidas com nitreto de titânio. O desgaste foi medido por meio da obtenção do

raio de ponta da ferramenta. Os autores perceberam um grande aumento no raio de ponta das microferramentas desgastadas.

Outra metodologia encontrada foi a utilizada por Filiz et al. (2007). Neste trabalho os autores mediram o desgaste das microfresas de metal duro por meio da diferença entre o diâmetro das ferramentas novas e usadas, conforme Fig. 2.19.

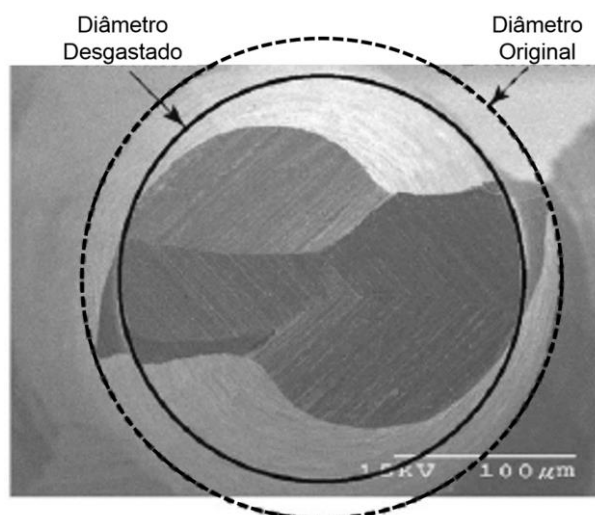


Figura 2.19 - Medição de desgaste em microfresas (Adaptado de FILIZ et al., 2007)

Khan et al. (2018) mediram o desgaste das microfresas ao usinar o Inconel 718 obtido por fabricação seletiva de fusão a laser (SLM), avaliando a largura do canal no início e no fim, sendo a diferença destas duas medidas o desgaste da microferramenta.

#### 2.4.4 Deflexão das Ferramentas

Em comparação com os processos de usinagem convencionais em escala macro, na microusinagem a deflexão da ferramenta é bastante significativa, devido a menor rigidez das microferramentas. Essa deflexão é induzida pelas componentes da força de usinagem que atuam nas arestas de corte da microferramenta durante o processo (HUO et al., 2017; BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

Kim, Mayor e Ni (2004) mostraram a relação entre a deflexão de ferramentas no microfresamento com a espessura mínima de corte, para formação de cavacos. Os autores modelaram a deflexão por meio do deslocamento provocado pelas componentes da força de usinagem, porém, consideraram somente o efeito da força de avanço ( $F_f$ ), uma vez que o efeito da força de corte ( $F_c$ ) foi minimizado por estar atuando contra a peça, conforme apresentado na Fig. 2.20 (a).



Neste modelo a ferramenta foi considerada como uma mola segundo a lei de Hook, sendo a sua rigidez igualada a constante da mola ( $k$ ). Além disso, a deflexão da ferramenta foi considerada como o deslocamento da aresta de corte com relação ao centro de rotação da microfresa. Para uma determinada localização da aresta de corte da ferramenta, definida pelo ângulo  $\theta$ , demonstrado na Fig. 2.20 (b), o cálculo da deflexão consistiu na diferença entre a espessura de corte ideal ( $h_i$ ), dada pela ferramenta perfeitamente rígida, e a espessura de corte real ( $h_a$ ), a qual será obtida somente se houver o equilíbrio entre as forças de avanço ( $F_f \cdot h_a$ ) e de deflexão da ferramenta ( $k \cdot (h_i - h_a)$ ).

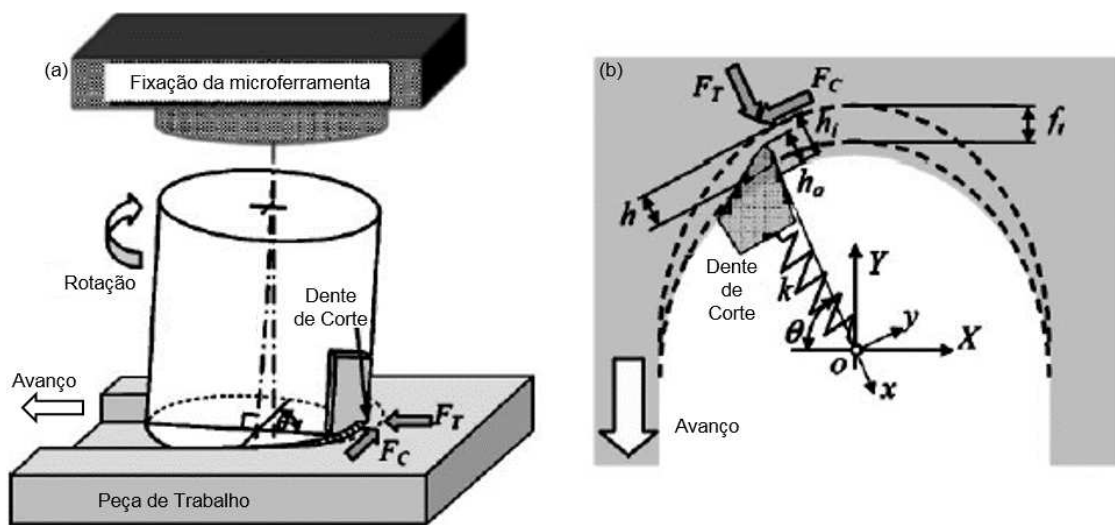


Figura 2.20 - Deflexão de microfresas (a) na vista isométrica do processo e (b) na vista de topo (Adaptado de KIM; MAYOR; NI, 2004)

Mijušković, Krajnik e Kopač (2015) também modelaram a deflexão de microferramentas. Os autores analisaram a deflexão radial de microfresas de topo esférico, com diâmetro de 0,6 mm e comprimentos ( $L$ ) iguais a 6 mm e 9 mm. A modelagem foi realizada por meio do modelo de Euler- Bernoulli, considerando as microferramentas como vigas engastadas em uma extremidade e livre na outra. Nesse modelo a deflexão ( $\delta(x)''$ ) é dada pela Eq. 2.6:

$$EI(x) \delta(x)'' = M \quad (2.6)$$

onde  $E$  corresponde ao módulo de elasticidade,  $I(x)$  ao segundo momento de área e  $M$  ao momento de flexão.

No trabalho o modelo foi desenvolvido para encontrar a deflexão de quatro seções das microfresas, as quais são: haste, parte cônica, parte estreita e parte de corte, conforme apresentado na Fig. 2.21.

De acordo com os resultados obtidos os autores concluíram que a contribuição da haste para a deflexão de ambas as microfresas corresponde a 0,7 %, sendo, portanto, a parte mais rígida da ferramenta. A parte que mais contribui para a deflexão da ferramenta foi a estreita, que apresentou uma contribuição de 83,1 % para a microfresa mais longa ( $L = 9$  mm), e para a microfresa mais curta ( $L = 6$  mm), apresentou contribuição igual a 73,8 %.

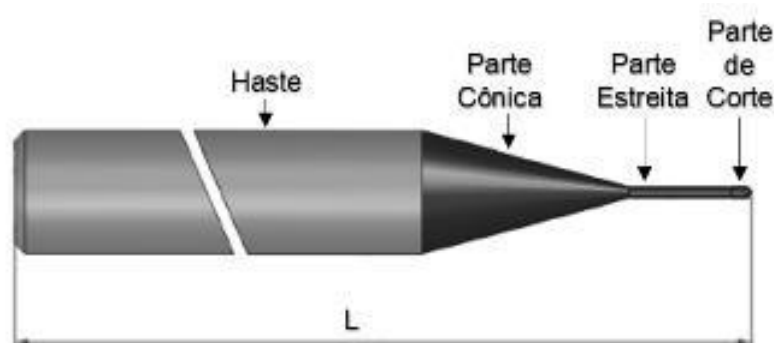


Figura 2.21 - Partes das microfresas de topo esférico (Adaptado de MIJUŠKOVIĆ; KRAJNIK; KOPAČ, 2015)

Para que a deflexão das microferramentas sejam reduzidas pode-se diminuir o comprimento em balanço das ferramentas, aumentar a rigidez do porta-ferramentas, ou utilizar ferramentas e porta-ferramentas com maior módulo de elasticidade (LEE; DORNFELD; DAVID, 2004).

Ao reduzir o comprimento em balanço das ferramentas algumas variáveis de saída do processo poderão ser afetadas, como a taxa de remoção de material. Nem sempre a ferramenta com menor comprimento em balanço, a de menor comprimento de corte, apresentará maior taxa de remoção de material. A ferramenta que terá essa maior taxa será a que estiver sendo utilizada com condições de corte (rotação, avanço, velocidade de corte e profundidade de corte) e frequência natural que se encontram na zona de estabilidade do Diagrama de Lóbulos. Outra variável de saída que pode ser modificada é a rugosidade superficial da peça usinada (SMITH; WINFOUGHZ; HALLEY, 1998; NETO; DINIZ; PEDERIVA, 2016).

Além da deflexão depender do comprimento em balanço, depende do diâmetro da microferramenta e do desgaste que a ferramenta sofre no processo de usinagem. Essa relação da deflexão com a força ocorre, pois, à medida que a ferramenta desgasta as forças

aumentam, tendo como consequência o aumento da deflexão das ferramentas (OLIAEI; KARPAT, 2016).

## 2.5 Rugosidade Superficial

Na microusinagem a rugosidade superficial é bastante estudada por influenciar no desempenho das superfícies usinadas. Além disso, devido ao tamanho reduzido dos componentes microusinados, existe limitação quanto a aplicação de processos de acabamento, como os de retificação e polimento que são utilizados após a usinagem convencional macro (CHENG; HUO, 2013; BERESTOVSKIY, 2013). Deste modo, vários estudos estão sendo desenvolvidos para avaliar as condições de microusinagem que assegurem a obtenção de superfícies com reduzidos valores de rugosidade.

Um exemplo de como a rugosidade influencia no desempenho dos microcomponentes foi citado por Bissacco, Hansen e De Chifre (2005). Os autores estudaram o processo de microfresamento aplicado a fabricação de moldes para microinjeção de polímeros. No trabalho observaram que as elevadas rugosidades, provenientes da ocorrência dominante do efeito “*ploughing*”, dificultam ou até mesmo impedem a desmoldagem da peça plástica, por esta elevada rugosidade ser replicada na peça desmoldada, o que não é aceitável.

Neste estudo também concluíram que ao aumentar o avanço por dente, a rugosidade da peça usinada será melhorada, levando em consideração o efeito escala. O aumento do avanço foi a solução possível para a redução da rugosidade, uma vez que não é possível diminuir o raio da aresta de corte, por este ser limitado pelos processos de fabricação das microfresas. Diante disso, os autores demonstraram o quanto que a geometria das microferramentas e o efeito escala influenciam na rugosidade superficial obtida pelo processo de microfresamento.

Shi et al. (2017) também avaliaram o efeito da geometria das microferramentas no acabamento superficial. Para isso, analisaram a influência de quatro tipos de microfresas de metal duro com diâmetros iguais a 0,35 mm. Duas destas possuíam duas arestas de corte, enquanto as outras eram compostas por três arestas de corte.

Ao microusinar cobre de alta condutividade livre de oxigênio (*Oxygen Free High Conductivity Copper* - OFHC) com estas microfresas observaram variações nos parâmetros de Ra e Rz, sendo os menores obtidos pela ferramenta com o menor raio de aresta. Também observaram que valores de rugosidade elevados eram obtidos ao utilizar o maior avanço, a maior penetração de trabalho e microfresas com três arestas de corte. Esse aumento na rugosidade foi explicado por ocorrer, para essa condição, o aumento da região de contato da ferramenta com a peça de trabalho.

Outros pesquisadores que analisaram o efeito do avanço e da penetração de trabalho no microfresamento foram Shizuka et al. (2011). Os autores realizaram microfresamento de um aço ferramenta utilizando ferramentas de metal duro, revestidas com (Al,Ti)N e de diâmetro igual a 0,9 mm. Ao analisarem os valores de Rz obtidos para diferentes taxas de avanço, perceberam que o aumento do avanço e da penetração de trabalho tiveram influência pouco significativa na rugosidade da superfície microusinada.

A qualidade superficial das superfícies microfresada também é afetada pela condição da ferramenta utilizada. Baldo et al. (2015) investigaram o efeito do desgaste da ferramenta nos valores dos parâmetros Ra e Rz. Para isso, realizaram a microusinagem da liga de Titânio Ti-6Al-4V com microfresas de metal duro de 0,5 mm de diâmetro. Em geral, os autores perceberam uma tendência da rugosidade superficial reduzir quando a ferramenta se torna desgastada, porém esse comportamento é bastante aleatório, já que depende de muitos fatores de entrada do processo.

Neste estudo também observaram que ao aumentar a velocidade de corte de 31,4 m/min para 70,7 m/min, os parâmetros de rugosidade diminuíram tanto para a condição da ferramenta nova, quanto para a desgastada, conforme Fig. 2.22. Quanto a análise realizada para a taxa de avanço, os autores perceberam que o aumento desta variável implicou na elevação da rugosidade para as duas condições da ferramenta, como apresentado na Fig. 2.23, porém o maior aumento da rugosidade se deu para as ferramentas desgastadas. Segundo os autores isso ocorre por o desgaste alterar a geometria da ferramenta e o efeito escala, que torna evidente o efeito do raio de aresta na rugosidade.

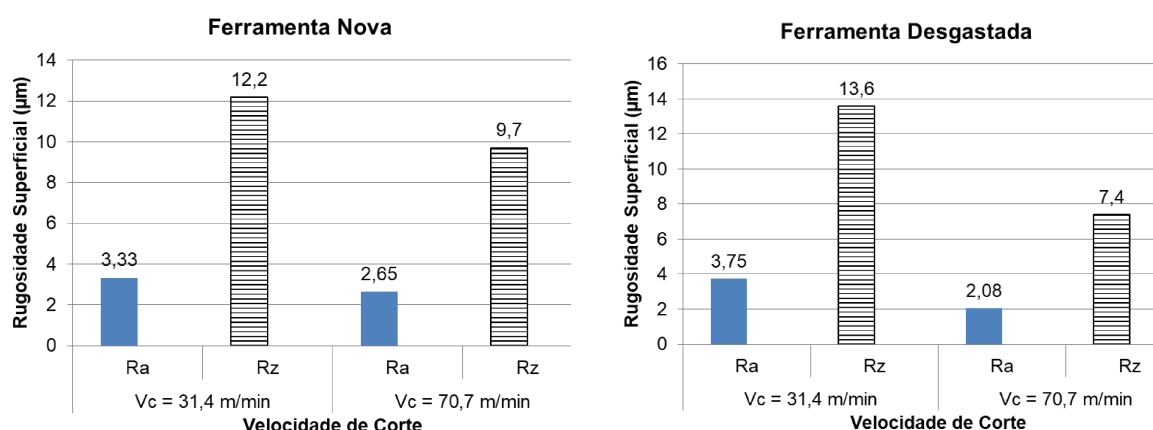


Figura 2.22 - Influência da velocidade de corte na rugosidade para microfresa nova e desgastada (Adaptado de BALDO et al., 2015)

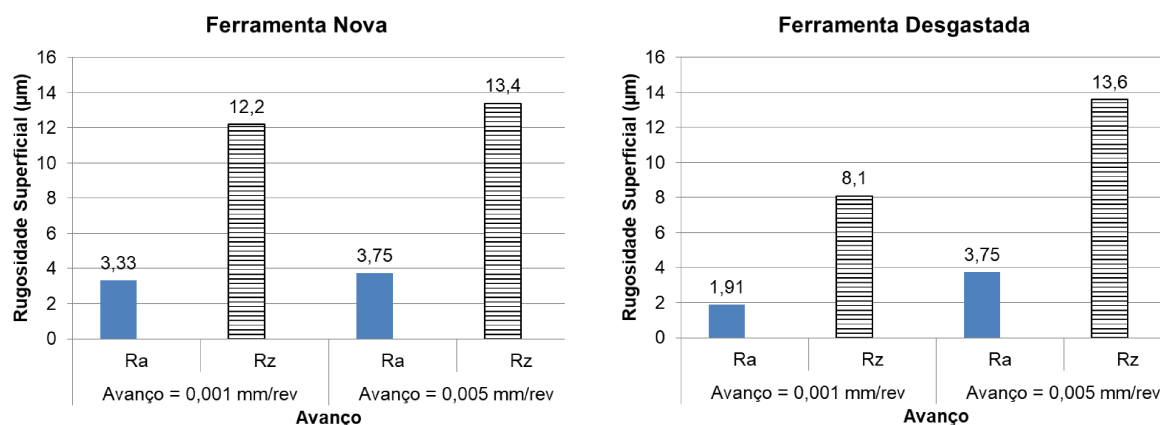


Figura 2.23 - Influência da taxa de avanço na rugosidade para microfresa nova e desgastada para a velocidade de corte de 31,4 m/min (Adaptado de BALDO et al., 2015)

A influência do efeito escala quanto a rugosidade foi estudada por Aramcharoen e Mativenga (2009) ao realizar microfresamento do aço ferramenta endurecido H13, utilizando fresas de metal duro com 0,9 mm de diâmetro. Os autores avaliaram a relação entre a espessura de corte com o raio de aresta, conforme Fig. 2.24. Os resultados encontrados mostraram que quando a espessura de corte foi menor que o raio da aresta de corte ( $r_e > f_z$ ), a rugosidade reduziu ao aumentar o avanço por dente. Isso ocorreu pela redução do efeito *ploughing*, que resultou na diminuição da recuperação elástica do material usinado. Além disso, quando a espessura de corte foi maior que o raio da aresta de corte ( $r_e < f_z$ ), a rugosidade aumentou com o avanço por dente, como ocorre nos processos de macrousinagem convencional.

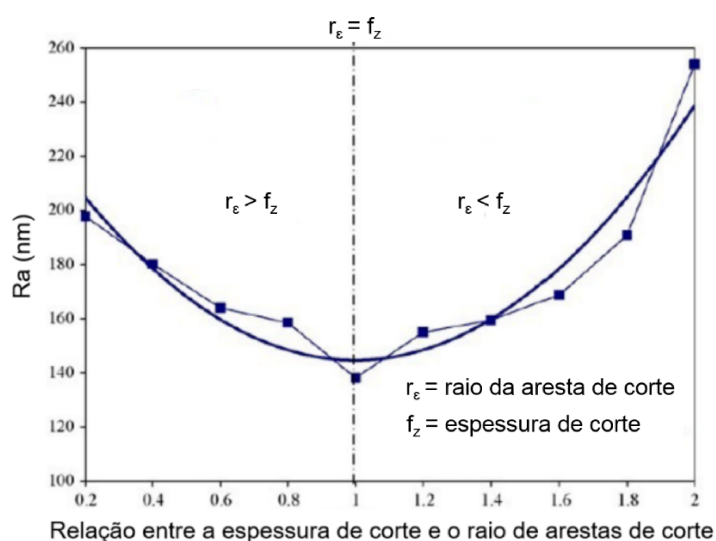


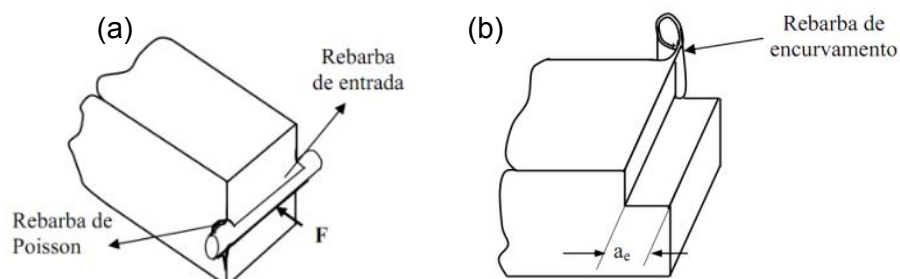
Figura 2.24 - Influência da relação entre o raio de aresta de corte e a espessura de corte no acabamento superficial (Adaptado de ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009)

## 2.6 Formação de Rebarba

A rebarba é uma projeção indesejável de material produzida a partir da deformação plástica de uma operação de cisalhamento ou corte (KO; DORNFELD, 1991). A sua presença é inevitável nas operações de usinagem, sendo bem crítica a sua remoção para os processos de microusinagem, devido ao pequeno tamanho das peças usinadas (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

As rebarbas presente nos microcomponentes influenciam diretamente na qualidade e na funcionalidade dos mesmos, além de apresentar riscos de corte ao manuseá-los. Desta forma, devem ser removidas em processos de rebarbação (LEE; ESSEL; DORNFELD, 2001; AURICH et al., 2009). Porém, os processos de rebarbação comumente empregados na macrousinagem não podem ser facilmente replicados na microusinagem, por causarem erros dimensionais e tensões residuais nos microcomponentes (LEE; DORNFELD, 2002). Portanto, estudar a formação das rebarbas nos processos de usinagem em escala micro é de extrema importância, para possibilitar o controle da sua formação, bem como a aplicação de técnicas para sua remoção.

Os primeiros relatos de classificação dos tipos de rebarbas foi dado por Gillespie e Blotter (1976). Em função do mecanismo de formação os autores classificaram as rebarbas em quatro tipos: rebarba de Poisson, rebarba de encurvamento, rebarba de estiramento e rebarba de corte. A rebarba de Poisson é formada pela tendência dos materiais com comportamento dúctil, de se projetar para os lados quando é comprimido até atingir a deformação plástica permanente, Fig. 2.25 (a). A de encurvamento consiste em um cavaco que se dobra ao invés de ser cortado na saída da ferramenta da peça de trabalho, Fig. 2.25 (b). A rebarba de estiramento é recorrente dos processos de fresamento, onde a ferramenta provoca antes do cisalhamento o estiramento do material até o rompimento, Fig. 2.25 (c). E por fim, a rebarba de corte formada como resultado da separação do material que está sendo removido da peça de trabalho antes do corte se concluir.



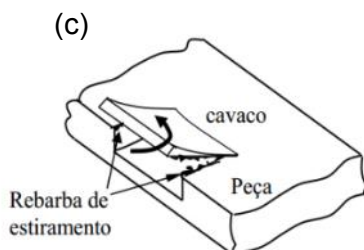


Figura 2.25 - Classificação das rebarbas segundo Gillespie e Blotter (Adaptado de GILLESPIE; BLOTTER, 1976)

Hashimura, Hassamont e Dornfeld (1999) classificaram as rebarbas com base na sua localização e forma, além do mecanismo de formação para o processo de fresamento. Segundo os autores a classificação foi dada como: rebarba de entrada, rebarba de entrada lateral concordante e discordante, rebarba de topo concordante e discordante, rebarba de saída, rebarba de saída lateral concordante e discordante. Em estudos realizados por Lee e Dornfeld (2002), os autores verificaram que desses oito tipos de rebarbas classificadas, somente cinco tipos apresentam variação sob a influência dos parâmetros de corte, no microfresamento do alumínio 6061-T6 e do cobre 110. Os cinco tipos foram: rebarba de entrada, rebarba de entrada lateral concordante, rebarba de topo concordante e discordante, rebarba de saída e rebarba de saída lateral discordante. As rebarbas presentes no canal estão demonstradas na Fig. 2.26.

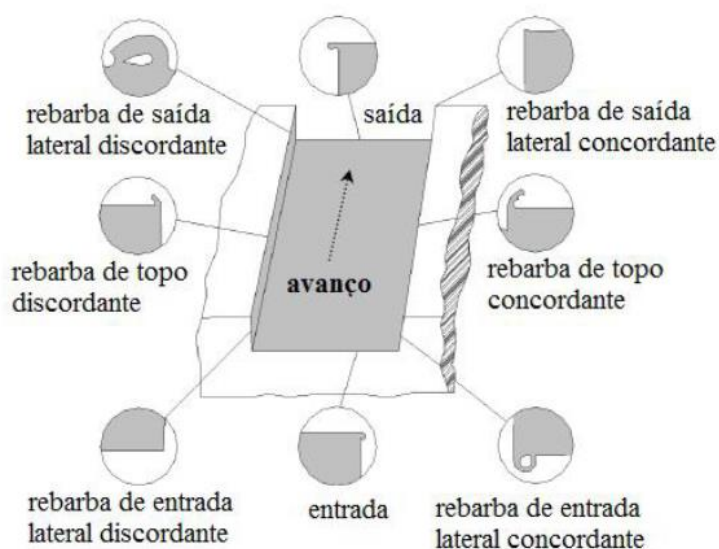


Figura 2.26 - Classificação das rebarbas no processo de fresamento (Adaptado LEE; DORNFELD, 2002)

Em geral é possível relacionar a formação de rebarbas com os parâmetros de corte, o desgaste da ferramenta e as propriedades mecânicas do material usinado (WEULE; HÜNTRUP; TRITSCHLER, 2001; LEE; DORNFELD, 2002; BIERMANN; STEINER, 2012).

No trabalho desenvolvido por Zhang, Yuan e Wang (2017), os autores avaliaram a influência das condições de corte empregadas no microfresamento do alumínio 6061-T6 com ferramentas de metal duro de diâmetro igual a 0,5 mm. Para isso estudaram a influência do avanço por dente, profundidade de corte, rotação e do ângulo da aresta de corte no tamanho das rebarbas de topo. Em suas análises concluíram que o aumento nos valores dos parâmetros avaliados resultou em uma tendência de maiores dimensões das rebarbas. Para o avanço por dente, quando este valor se igualou a espessura mínima de corte houve uma redução nas dimensões das rebarbas, uma vez que o efeito *ploughing* deixou de ser predominante. E ao continuar elevando o avanço por dente, além da espessura mínima de corte, o tamanho das rebarbas aumentou.

Os autores explicaram o aumento nas rebarbas pela elevação da profundidade de corte, da rotação e do ângulo da aresta de corte, principalmente, por nestas condições a taxa de remoção de material ser maior, o que implica em um aumento no desgaste da ferramenta. Na Fig. 2.27 tem-se apresentado a variação nas dimensões das rebarbas de acordo com o desgaste da microfresa. Na letra (b) está demonstrado o tipo de rebarba obtido ao empregar uma ferramenta nova (a). Para este caso, os autores evidenciaram o quanto que as rebarbas são pequenas, e estão homogeneamente distribuídas ao longo das bordas do canal. Enquanto que na letra (d), tem-se as rebarbas formadas com a utilização de uma ferramenta em estágio de desgaste avançado. Os autores demonstraram o quanto as rebarbas são bem maiores que as obtidas pela microfresa nova sendo críticas para as operações de rebarbação (ZHANG; YUAN; WANG, 2017).

Piquard, D'Acunto e Dudzinski (2015) focaram no estudo da influência de diferentes materiais na formação de rebarbas durante o microfresamento. Os autores utilizaram microfresas revestidas de 800 µm de diâmetro, para usinar duas ligas biocompatíveis de NiTi, uma martensítica e a outra austenítica. Os resultados obtidos demonstraram diferenças nas dimensões das rebarbas analisadas para os dois materiais, sendo as maiores encontradas na liga NiTi austenítico, além disso constataram que as rebarbas do lado concordante dos canais produzidos possuem maiores dimensões em comparação com as do lado discordante ao utilizar um alto valor de avanço por dente e pequena penetração de trabalho.

Neste trabalho os autores também avaliaram a influência dos parâmetros de corte e encontraram que as menores rebarbas são formadas com elevado avanço por dente e pequena penetração de trabalho (PIQUARD; D'ACUNTO; DUDZINSKI, 2015). Com relação a análise da influência do avanço por dente, os pesquisadores encontraram resultado diferente



dos apresentados por Zhang, Yuan e Wang (2017). Isso evidencia o tamanho distinto das rebarbas formadas para cada condição de corte utilizada.

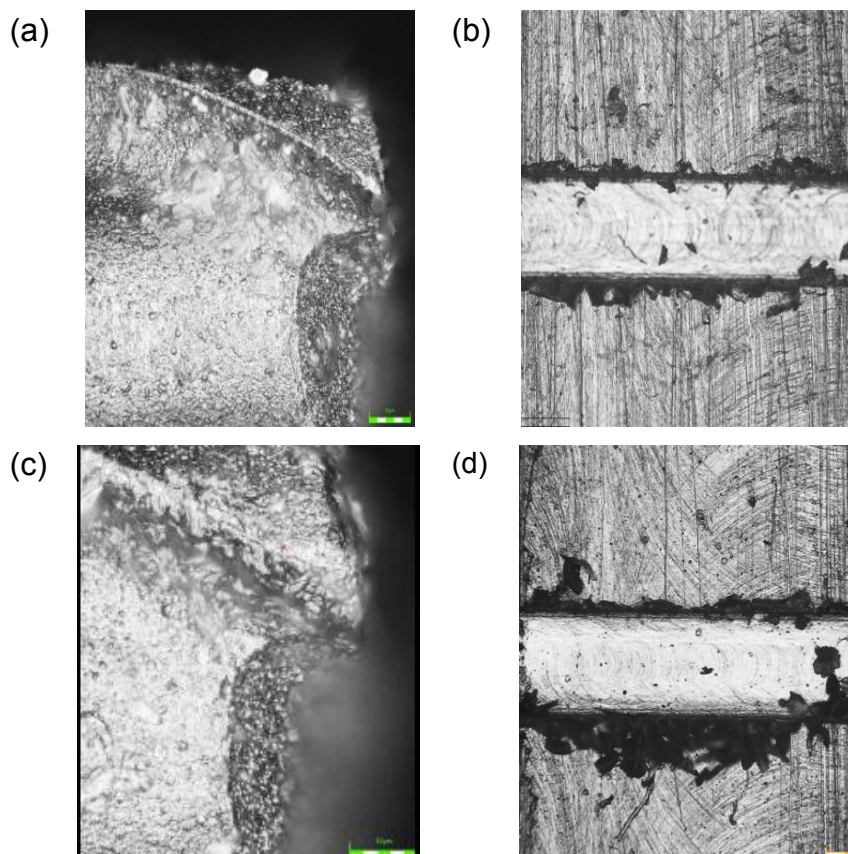


Figura 2.27 - Rebarbas formadas a partir de microfresa novas (a) e (b) e a partir de microfresa desgastadas (c) e (d) (Adaptado de ZHANG; YUAN; WANG, 2017)

Além disso, Piquard, D'Acunto e Dudzinski (2015) encontraram um novo tipo de rebarba, denominado de "*tip burr*". De acordo com os autores esse novo tipo pode estar relacionado com a saída da rebarba na direção de avanço. Na Fig. 2.28, tem-se apresentado a classificação das rebarbas para o lado discordante e concordante. Vale ressaltar que os mesmos utilizaram a classificação proposta por Hashimura, Hassamont e Dornfeld (1999), incluindo o novo tipo encontrado.

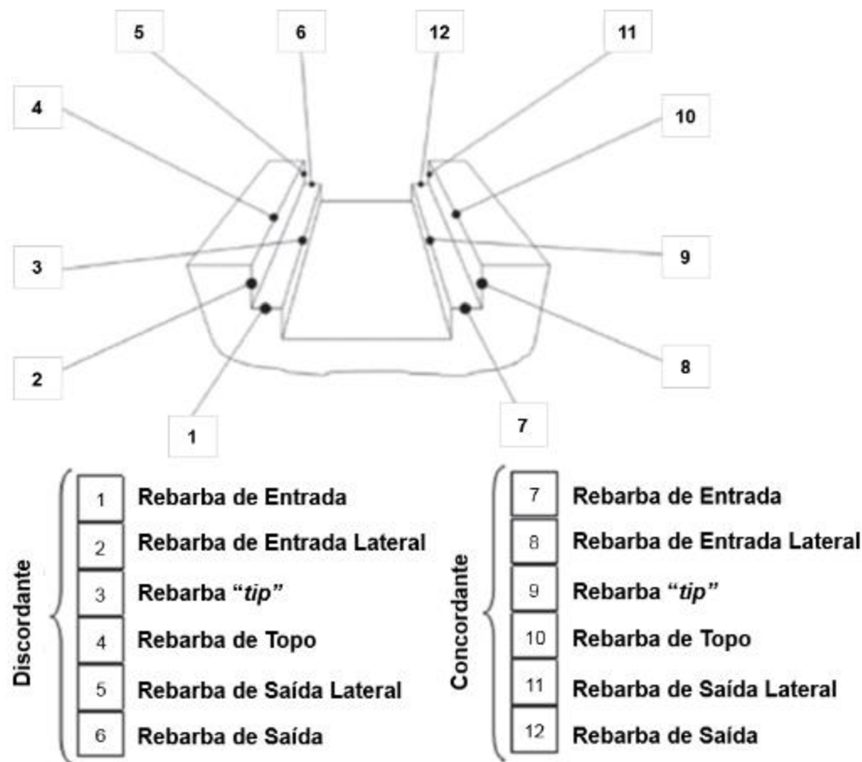


Figura 2.28 - Tipos de Rebarbas (Adaptado de PIQUARD; D'ACUNTO; DUDZINSKI, 2015)

Como o tamanho das rebarbas estão relacionadas com o desgaste da ferramenta de corte, este parâmetro pode ser utilizado como critério de fim de vida da mesma. No trabalho de Santos, Da Silva e Jackson (2018) isso pode ser comprovado. Os autores realizaram o microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205 com ferramentas de metal duro revestidas com 0,381 mm de diâmetro. Neste trabalho a quebra da ferramenta foi evidenciada pelo grande aumento das dimensões das rebarbas, como está apresentado na Fig. 2.29, na qual a letra (a) apresenta as rebarbas formadas no primeiro canal, enquanto que a letra (b) apresenta as formadas no canal que a ferramenta quebrou (canal 5).

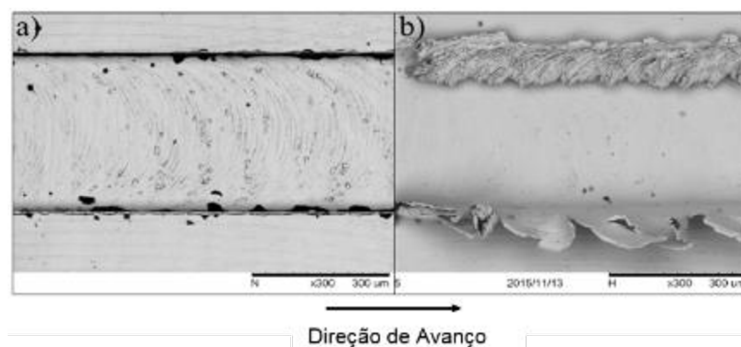


Figura 2.29 - Rebarbas formadas com a utilização de microfresas novas (a) e microfresas quebradas (b) (Adaptado de SANTOS; DA SILVA; JACKSON, 2018)

## 2.7 Aço Inoxidável

Os aços inoxidáveis são basicamente ligas de ferro-cromo ou ferro-cromo-níquel, constituídas por teores de cromo superior a 11 % em porcentagem de peso (CALLISTER, 2007). Devido à presença desse elemento, esses materiais possuem elevada resistência à corrosão, uma vez que o cromo ao entrar em contato com o oxigênio forma uma película protetora na superfície do aço, denominada de camada passiva, a qual possui elevada aderência, estabilidade e impermeabilidade, que promove a proteção aos ataques corrosivos (DAVIS, 2000).

Em função da fase predominante na microestrutura dos aços inoxidáveis, os mesmos são classificados em: austenítico, ferríticos, martensíticos e duplex (ferrítico-austenítico). Com base no tratamento térmico final, tem-se os endurecíveis por precipitação (PADILHA; GUEDES, 1994; DAVIS, 2000).

Dentre os cinco tipos citados dos aços inoxidáveis, os austeníticos, que pertencem ao grupo das ligas de ferro-cromo-níquel, apresentam o maior número de ligas e de utilização, portanto são os mais conhecidos. Possuem aplicação em diversas áreas como na indústria aeronáutica, civil, naval, química, alimentícia e na área médica, onde o 316L é utilizado como biometal para a produção de implantes e ferramentas cirúrgicas (LABIAPARI, 2015; ÖZEL et al., 2016).

A importante aplicação dos aços inoxidáveis austeníticos na área médica está restrita aos implantes não permanentes, como em placas para fixação de fraturas, parafusos e pinos. Pois, ao serem empregados nos implantes permanentes apresentam baixa resistência à fadiga, tendência à deformação plástica e resistência à corrosão menor do que das ligas indicadas para serem utilizadas nos implantes permanentes. Com relação à corrosão, esta ocorre, por o contato durante muito tempo do aço inoxidável austenítico com os tecidos corporais desestabilizar a camada passiva, levando a ocorrência da corrosão por pites e frestas. Nesta reação são gerados íons, e o contato dos íons de níquel com os fluídos corporais causam alergia, inflamações e tumores nos pacientes, causando problemas de incompatibilidade com o implante, que devem ser removidos prematuramente (NIINOMI; NAKAI; HIEDA, 2012; ÖZEL et al., 2016).

Em geral, os materiais mais indicados para os implantes permanentes são as ligas de titânio e as ligas a base de cobalto (ÖZEL et al., 2016). Por mais que a aplicação dos aços inoxidáveis austeníticos está limitada aos implantes não permanentes, a sua utilização é grande, e isto ocorre por apresentarem menor custo se comparado com as ligas de titânio e as a base de cobalto (SOARES, 2005; NIINOMI; NAKAI; HIEDA, 2012).

O aço inoxidável austenítico 316L apresenta uma estrutura cristalina cúbica de face centrada, são não magnéticos e não endurecíveis por tratamentos térmicos. Os teores dos seus elementos de ligas variam para o níquel até 35 %, para o manganês até 15 % e para o carbono até 0,03 %, os quais são estabilizadores da austenita. Para melhorar as propriedades mecânicas destes aços são adicionados o molibdênio, titânio e manganês (TOO, 2002).

As principais características do 316L são: elevada taxa de encruamento e grande zona plástica, excelente ductilidade e tenacidade, boas propriedades criogênicas e elevada resistência à corrosão. Com relação a usinabilidade deste material estudada para os processos convencionais, tem-se que o mesmo possui elevada tendência à formação da aresta postiça de corte, superfície de corte endurecida e formação de cavacos longos que podem empastar na região de saída da ferramenta (GENNARI, 1999; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006). Sendo assim, devido ao elevado grau de encruamento do 316L, assim como a sua baixa condutividade térmica, o mesmo é caracterizado por ser um material de difícil usinagem (MARQUES et al., 2014).

Para melhorar a usinabilidade pode ser acrescentado neste material, alguns elementos como o selênio e o enxofre. A presença do enxofre forma sulfetos de manganês na matriz microestrutural do material, melhorando o índice de deformidade, que tem influência na formação de cavaco, uma vez que facilita a quebra deste na zona de cisalhamento, assim como melhora o escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta, já que reduz as forças de corte pela diminuição do atrito na saída da ferramenta (IMOA, 2014).

Como o 316L é um material utilizado na fabricação de microcomponentes aplicados na área médica e possui difícil usinabilidade, de acordo com o conhecimento dos processos convencionais, a realização de estudos da sua microusinagem possui grande relevância para o entendimento do processo, bem como para definir as condições que possibilitem melhor integridade superficial das partes usinadas.

## CAPÍTULO III

### METODOLOGIA

Neste capítulo foram descritos os procedimentos experimentais utilizados na realização deste trabalho. Primeiramente, o material de trabalho, as microfresas e a máquina-ferramenta utilizada foram especificados. Então, foi explicado o desenvolvimento dos ensaios e as metodologias aplicadas na análise das rebarbas, medição da rugosidade superficial e na determinação do desgaste das microferramentas. Os sistemas utilizados na aquisição dos sinais de vibração e do som foram especificados. Os procedimentos foram desenvolvidos no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

#### 3.1 Caracterização e Preparação da Peça de Trabalho

O aço inoxidável AISI 316L foi o material escolhido para a realização dos ensaios, por possuir, dentre outras características, alta resistência à corrosão e boas propriedades mecânicas, o que torna-o biocompatível. Devido a isso, o mesmo é utilizado em vários setores para a produção de microcomponentes. Assim, é extremamente necessário estudá-lo, para compreender o seu comportamento quando microusinado.

A Villares Metals forneceu o aço inoxidável austenítico de fácil usinabilidade, denominado pela empresa de V316XLUF, que é equivalente ao AISI 316L apresentado as mesmas aplicações deste material, porém, possui uma maior quantidade de enxofre entre outros controles, dentro da especificação máxima permitida, que melhoram a sua usinabilidade.

O material foi recebido na forma de barra de seção circular com diâmetro de 70 mm e foi preparado pelos processos de serramento e fresamento até conferir à peça de trabalho a geometria e as dimensões conforme apresentado na Fig. 3.1, para ser fixada na máquina-ferramenta.

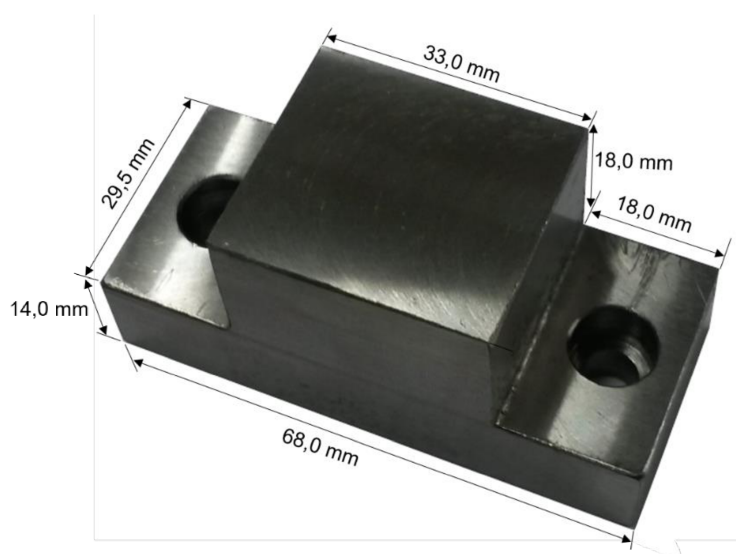


Figura 3.1 - Dimensões da peça de trabalho

A composição química da peça de trabalho fornecida pela empresa em porcentagem de peso está apresentada na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Composição química do AISI 316L (Adaptado de VILLARES METALS, 2018)

Composição química em % de peso							
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
≤ 0,030	≤ 1,00	≤ 2,00	≤ 0,045	≤ 0,030	16,00 – 18,00	10,00 – 14,00	2,00 – 3,00

A composição química foi verificada por meio da realização da espectroscopia de energia dispersiva (EDS), utilizando o microscópio eletrônico de varredura (MEV) da Hitachi High-Technologies®, modelo TM3000, com tempo de aquisição de 60 s, tempo de processamento de 5 s e *Accelerating Voltage* igual a 15 kV, conforme apresentado na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Composição química do AISI 316L obtida por EDS

Composição química em % de peso					
C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
6,349	0,656	2,079	17,548	11,151	2,517

A diferença na quantidade de carbono se deve principalmente à imprecisão do sistema na detecção deste elemento químico. As propriedades mecânicas do material também foram fornecidas pela Villares Metals e estão expostas na Tabela 3.3.



Tabela 3.3 - Propriedades Mecânicas do AISI 316L (Adaptado de VILLARES METALS, 2018)

Limite de Resistência à Tração (min.) MPa	Limite de Escoamento (min.) MPa	Dureza HB (máx.)
515	205	183

Para a análise metalográfica do material fornecido, realizada no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) da UFU, foi embutido um pequeno fragmento do material enviado. Após embutimento, foi realizado o procedimento de lixamento com sequência de granulometria de lixas de 220 mesh, 320 mesh, 400 mesh, 600 mesh e 1200 mesh. Para o polimento, foi utilizado óxido de cromo de 5  $\mu\text{m}$  e o óxido de alumínio (alumina) de 0,3  $\mu\text{m}$ . A superfície preparada foi atacada por meio da imersão no reagente Kalling nº 2. A microestrutura do material foi visualizada utilizando o microscópio óptico e o *software* Image - Pro Plus, e está apresentada na Fig. 3.2. Conforme pode-se observar nessa figura o tamanho dos grãos do material estudado varia bastante, além disso é possível verificar nessa microestrutura a ocorrência do efeito escala, já que o avanço por dente e a profundidade de corte selecionadas, assim como o raio da aresta de corte possuem valores menores que ao tamanho dos grãos do material, o que leva a ocorrência do corte em um único ou poucos grãos.

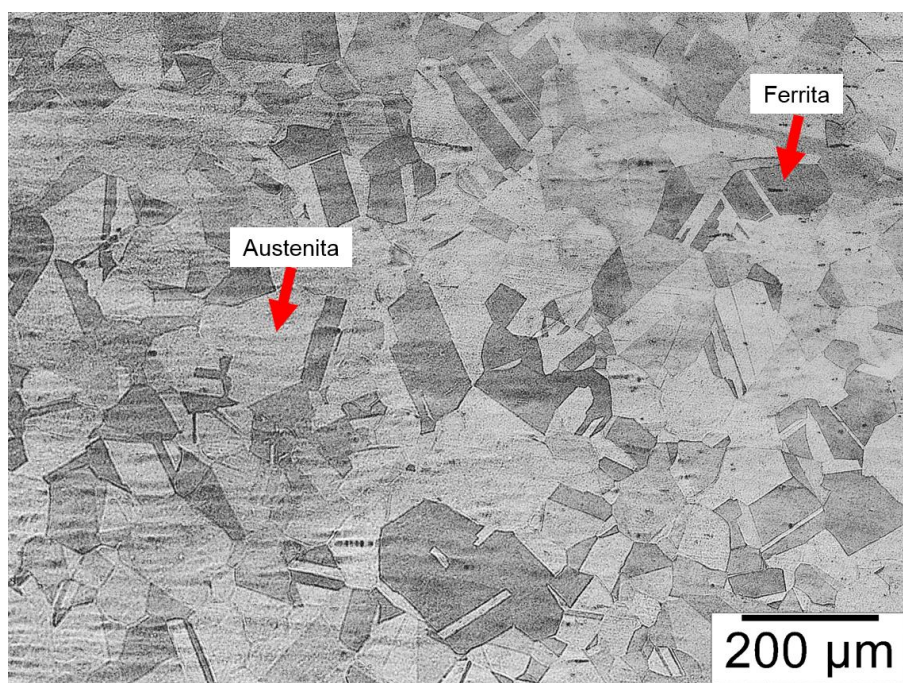


Figura 3.2 - Microestrutura do aço inoxidável AISI 316L

Na Figura 3.2 pode-se observar que a microestrutura do AISI 316L é formada por uma matriz austenítica (fase clara), constituída por ferrita distribuída aleatoriamente (fase escura).

A quantidade de ferrita distribuída na matriz austenítica varia de 5 % a 20 %. A microestrutura deste material pode conter carbonetos e fase sigmas, os quais não foram obtidos na análise metalográfica realizada, pois o reagente utilizado não reage com estas fases.

### 3.2 Microferramentas

As microferramentas empregadas na realização dos ensaios são microfresas inteiriças de metal duro, revestidas com (Al, Ti)N, fabricadas pela Mitsubishi Materials. Foram utilizados dois tipos de microfresas, com comprimentos de corte (cc) distintos, de 0,6 mm e 0,8 mm, tendo os outros parâmetros geométricos iguais. Na Figura 3.3 tem-se esquematizado e apresentado os parâmetros das duas microfresas utilizadas, fornecido pelo fabricante.

Parâmetros Geométricos	Microfresa 1	Microfresa 2
Comprimento de corte (cc)	0,6 mm	0,8 mm
Comprimento Total (LF)	40 mm	40 mm
Diâmetro de corte (DC)	0,4 mm $\begin{smallmatrix} 0,000 \\ - 0,020 \end{smallmatrix}$	0,4 mm $\begin{smallmatrix} 0,000 \\ - 0,020 \end{smallmatrix}$
Diâmetro da Haste (DCON)	4 mm $\begin{smallmatrix} 0,000 \\ - 0,008 \end{smallmatrix}$	4 mm $\begin{smallmatrix} 0,000 \\ - 0,008 \end{smallmatrix}$
Arestas de Corte	2	2

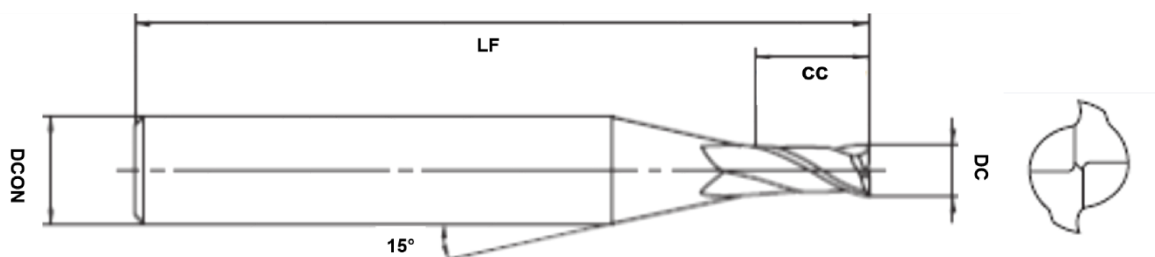


Figura 3.3 - Parâmetros geométricos das microfresas (Adaptado de MITSUBISHI MATERIALS, 2018)

A composição química do revestimento das microfresas foi verificada pelo EDS, por meio do MEV da Hitachi High-Technologies®, modelo TM3000, com tempo de aquisição de 60 s, tempo de processamento de 5 s e *Accelerating Voltage* igual a 5 kV. Na Figura 3.4 é apresentada a composição obtida, que está conforme a descrita pelo fornecedor.



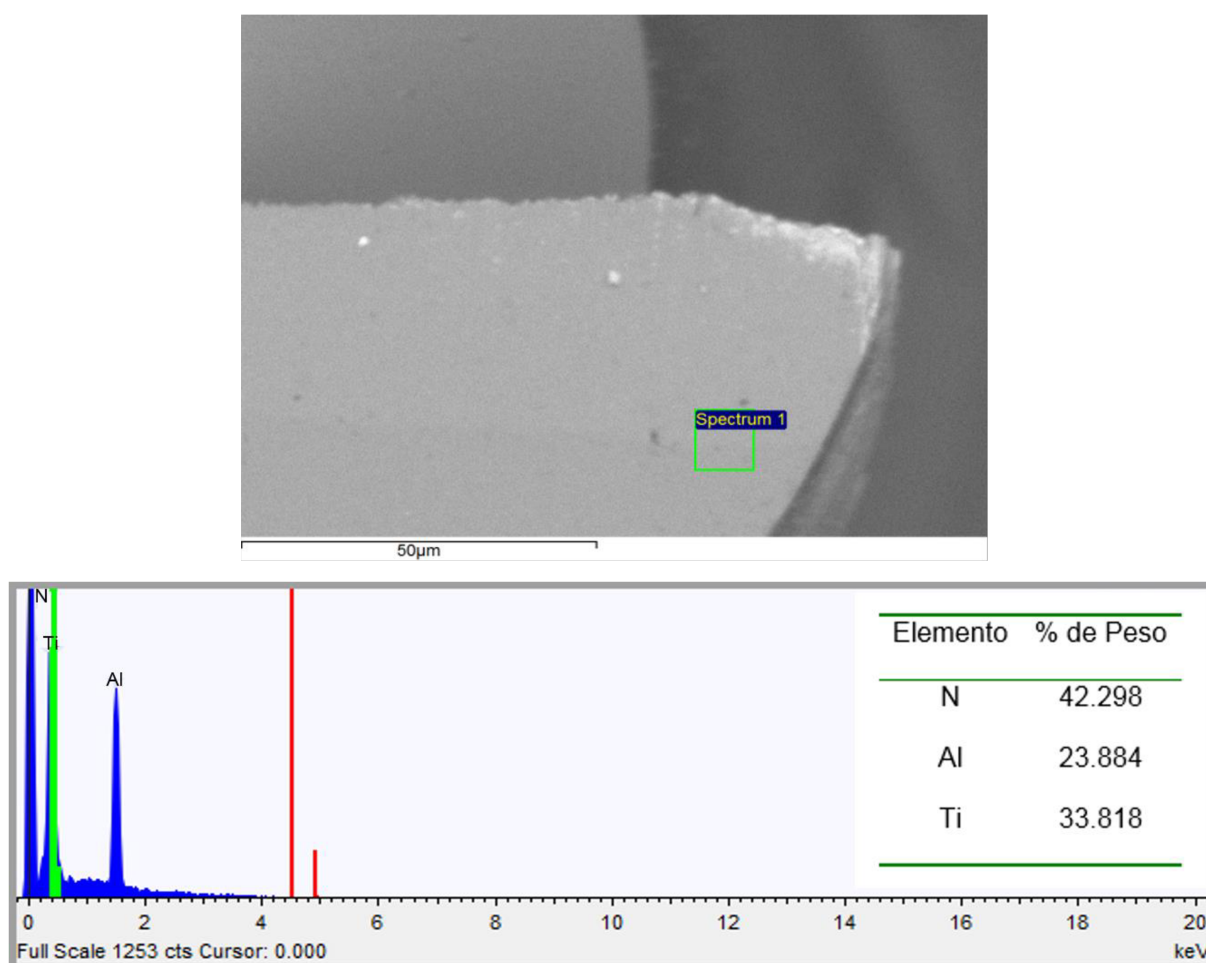


Figura 3.4 - EDS do revestimento das microfresas

Na Figura 3.5 são apresentadas imagens das microfresas utilizadas, as quais foram obtidas pelo MEV da Hitachi High-Technologies®, modelo TM3000. Nesta figura está especificado o raio de aresta de corte das microfresas ( $r_e$ ). A determinação deste raio é muito importante para os processos de microusinagem, uma vez que por meio deste, será possível definir parâmetros de corte adequados para que se tenha formação de cavaco na realização do microcorte.

A medição do raio de aresta ocorreu por meio do *software* Image J a partir das imagens das microfresas obtidas no MEV. As microfresas com comprimento de corte menor (0,6 mm) apresentaram uma geometria cujo raio de aresta foi igual a aproximadamente  $(1,6 \pm 0,1) \mu\text{m}$ . Enquanto que as microfresas de maior comprimento de corte (0,8 mm) o valor obtido foi de aproximadamente  $(1,1 \pm 0,1) \mu\text{m}$ .

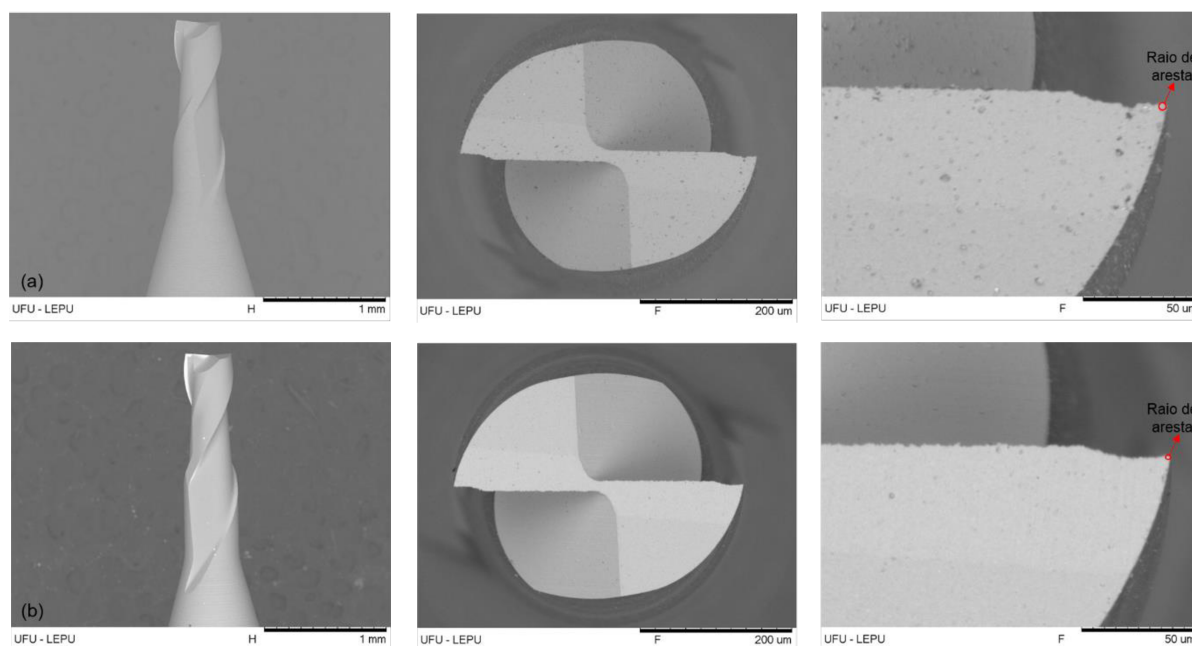


Figura 3.5 - Imagens das microfresas (a) de comprimento de corte igual a 0,6 mm e (b) de comprimento de corte de 0,8 mm

### 3.3 Microfresadora

A máquina-ferramenta utilizada na realização dos ensaios foi a microfresadora fabricada pela empresa Minitech Machinery Corporation® modelo CNC Mini-mill/GX. Esta possui rotação do eixo árvore máxima de 60 000 rpm, a qual é controlada por um motor elétrico da marca Nakanishi modelo EM-3060 refrigerado à ar comprimido. A velocidade de avanço máximo é de 1 000 mm/min.

A máquina é constituída por 3 eixos com resolução de posicionamento de 0,1  $\mu\text{m}$ . O eixo x possui deslocamento máximo de 300 mm, enquanto que os eixos y e z possuem deslocamento máximos de 228 mm. A mesa para fixação da peça de trabalho é de alumínio com dimensões de 152,4 mm x 444,5 mm que possui mecanismo de deslocamento de rolamento linear.

Esta microfresadora é controlada por Comando Numérico Computadorizado através do *software* Mach3Mill. A mesma se encontra localizada sob uma mesa inercial, especialmente projetada para diminuir a influência de vibrações de fontes externas durante a realização da microusinagem. Na Figura 3.6 tem-se uma imagem da máquina-ferramenta utilizada.

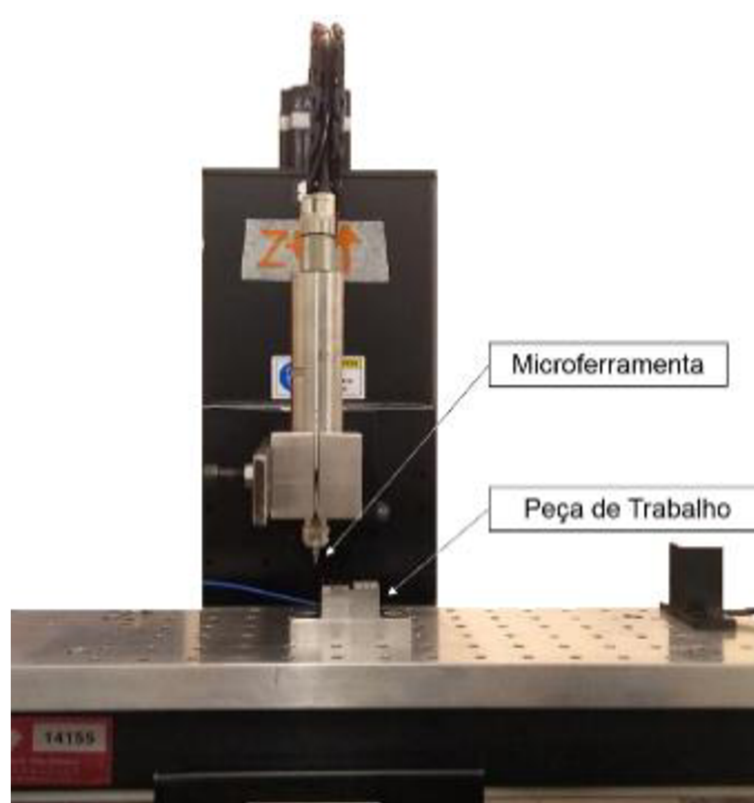


Figura 3.6 - Microfresadora CNC Mini-mill/GX

### 3.4 Ensaios de Microfresamento

Os ensaios consistiram no microfresamento para fabricação de microcanais no aço inoxidável AISI 316L, utilizando microfresas com comprimento de corte menor (0,6 mm) e maior (0,8 mm), para determinar a influência deste na integridade superficial da superfície usinada e no desgaste das microfresas.

Na realização dos ensaios foram utilizados como parâmetros de corte fixos a profundidade de corte ( $a_p$ ), a penetração de trabalho ( $a_e$ ) e o avanço por dente ( $f_d$ ). A velocidade de corte ( $v_c$ ) e o comprimento de corte ( $cc$ ) foram os parâmetros variados. Os valores destes parâmetros foram determinados em pré-testes, por meio da análise qualitativa das rebarbas formadas nos microcanais utilizando diferentes condições de corte sugeridas na literatura para o material de trabalho. A partir desta análise foram selecionadas duas condições que apresentaram rebarbas visualmente menores, por estarem associadas a um menor desgaste das microferramentas.

Na Tabela 3.4 são apresentadas as variáveis de entrada utilizadas nos experimentos, assim como, a identificação dos ensaios e o resumo das variáveis de resposta analisadas.

Tabela 3.4 - Variáveis de entrada e de respostas utilizadas nos experimentos

Variáveis de Entrada							Variáveis de Respostas
Ensaio	cc (μm)	n (rpm)	v <sub>c</sub> (m/min)	f <sub>d</sub> (μm/dente)	a <sub>p</sub> (μm)	a <sub>e</sub> (μm)	Desgaste das Microfresas, Rebarbas, Rugosidade Superficial, Deflexão das Microfresas e Sinais de Vibração e do Som
1	800	60 000	75,4	5	40	400	
2	800	40 000	50,3				
3	600	60 000	75,4				
4	600	40 000	50,3				

Foram utilizadas duas velocidades de corte que permitiu estimar as constantes da equação de Taylor a partir das medidas do desgaste.

Também foi analisado a deflexão para as duas microfresas utilizadas, já que possuem diferentes comprimentos de corte. Para isso foi utilizado o modelo analítico de Euler Bernoulli, no qual a microfresa foi considerada uma viga engastada em uma extremidade e livre na outra.

### 3.4.1. Preparação da Superfície de Trabalho

Antes da realização dos ensaios foi necessário preparar a superfície a ser usinada. O procedimento realizado nesta preparação está descrito na sequência, assim como a metodologia empregada para referenciar a microferramenta.

Após a fixação da peça de trabalho na microfresadora foi necessário preparar a superfície a ser usinada, com o objetivo de nivelá-la e garantir pequenos desvios de perpendicularidade e paralelismo, para evitar que estes causassem erros no processo e na análise dos resultados obtidos.

A preparação da superfície foi realizada por fresamento de faceamento utilizando fresas de metal duro, com 3 mm de diâmetro e 2 arestas de corte, fabricadas pela Performance Microtools. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte de 47,1 m/min, velocidade de avanço de 50 mm/min e profundidade de corte de 0,005 mm (5  $\mu\text{m}$ ) que foi empregado até a superfície ser nivelada, e um passe de acabamento com profundidade de 0,003 mm (3  $\mu\text{m}$ ).

Depois da superfície ser preparada foi realizado a verificação do nivelamento ao longo do comprimento longitudinal (direção x na microfresadora) e transversal (direção y na microfresadora) da superfície, utilizando relógio comparador analógico com resolução de 1  $\mu\text{m}$ , do fabricante *Mitutoyo*®, conforme apresentado na Fig. 3.7. Na direção x da microfresadora foram encontrados os menores valores do desvio da superfície que correspondeu a 3  $\mu\text{m}$ , portanto, esta direção foi a escolhida para realização do microfresamento.

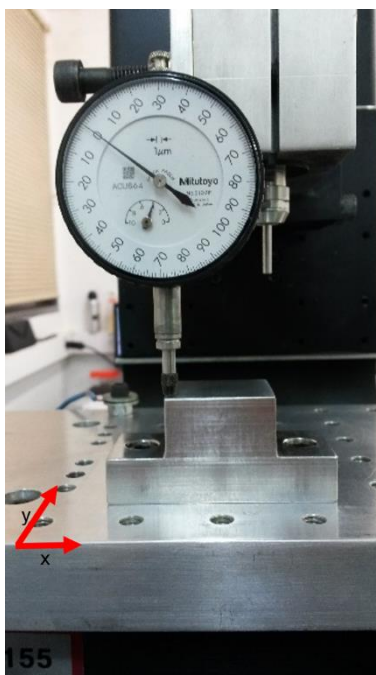


Figura 3.7 - Verificação do nivelamento da superfície a ser usinada

Além disso, para analisar a evolução do desgaste das microfresas foi necessário reduzir o comprimento a ser usinado. Para isso, foram feitos canais ao longo do comprimento transversal da superfície a ser usinada.

Primeiramente, foi fabricado um canal dividindo a superfície em duas partes. Este foi produzido aproximadamente no centro da superfície utilizando fresa de topo reto, de metal duro com 3 mm de diâmetro, fabricada pela Performance Microtools. Após isso, em cada uma das partes da superfície a ser usinada, foram fabricados dois canais com fresas de topo esférica de metal duro com 1 mm de diâmetro, da empresa Premium Tools. Sendo assim, a parte da superfície a ser usinada à esquerda e à direita apresentaram um comprimento total de corte de aproximadamente 13,18 mm e 12,34 mm, respectivamente. Na Figura 3.8 é apresentado um esquema do topo da superfície usinada.

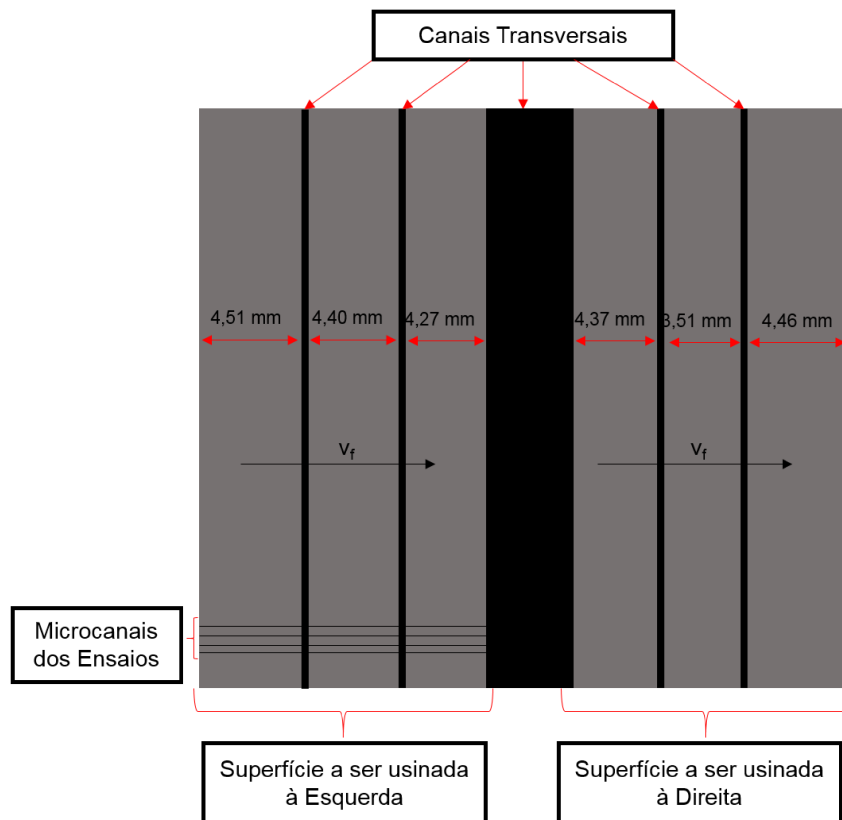


Figura 3.8 - Detalhe da superfície usinada

Os parâmetros de corte empregados na fabricação destes canais na direção transversal foram: velocidade de corte de 47,1 m/min, velocidade de avanço de 50 mm/min e profundidade de corte de 0,3 mm.

### 3.4.2. Posicionamento da microfresa

A fixação da microfresa na máquina-ferramenta foi realizada por meio de uma pinça da marca NAKANISHI tipo CHK com diâmetro interno de 4 mm, mostrada na Figura 3.9 com algumas de suas dimensões.

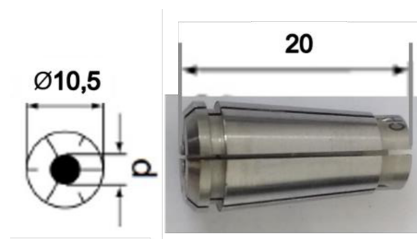


Figura 3.9 - Dimensões da pinça e microfresa fixada na mesma

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

Neste trabalho a aproximação foi realizada com o auxílio de uma câmera digital com capacidade de ampliação de 800x. Neste processo a microfresa foi posicionada o mais próximo possível da superfície a ser usinada, conforme apresentado na Fig. 3.10. Logo após este posicionamento, a microfresa foi colocada em rotação e movimentada sobre um pequeno comprimento da peça de trabalho para verificar o contato com a superfície por meio de observação a olho nu. Foi utilizado um avanço de  $0,1\ \mu\text{m}$  (menor avanço da microfresadora). Isso se repetiu até ocorrer o contato, sendo esta posição considerada o ponto zero da microferramenta. Este procedimento é lento, mas tem uma melhor repetibilidade.

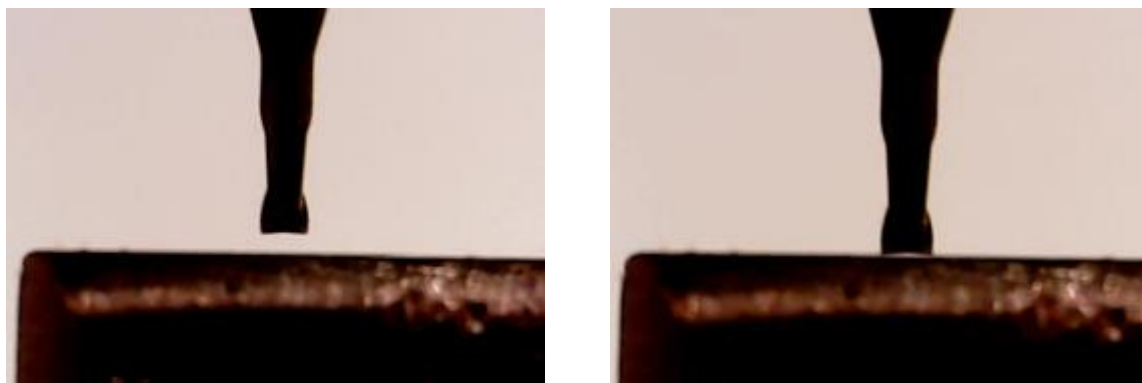


Figura 3.10 - Aproximação da microfresa da peça de trabalho

### 3.5 Análise das Rebarbas e Medição da Rugosidade Superficial

As rebarbas formadas foram analisadas qualitativamente ao observar imagens dos microcanais fabricados, as quais foram obtidas por meio do microscópio eletrônico de varredura (MEV) da Hitachi High-Technologies®, modelo TM3000. Com base nas observações foi verificado a tendência do comportamento apresentado pelas rebarbas em cada condição de corte utilizada.

A medição da rugosidade foi realizada para cada um dos microcanais fabricados utilizando o perfilômetro da Taylor Hobson®, modelo Form Talysurf Intra, que utiliza o *software* Ultra Surface Finish V5 para analisar a rugosidade. Este equipamento possui resolução de  $16\ \text{nm}$ . Foi utilizado um apalpador com ponta de diamante de  $2\ \mu\text{m}$  de diâmetro com ângulo de  $90^\circ$  entre as suas paredes.

Para a obtenção da rugosidade foram realizadas medições em 3 diferentes regiões de cada microcanal e obtida a média e o desvio padrão dos parâmetros de rugosidade: desvio



aritmético médio ( $R_a$ ) e desvio médio quadrático ( $R_q$ ). O parâmetro  $R_a$  foi avaliado mesmo não identificando características importantes da superfície, por ser amplamente utilizado nos trabalhos, e assim possibilitar comparação de resultados. Já, o  $R_q$  foi escolhido por ser um parâmetro sensível às variações no perfil de rugosidade, uma vez que evidência a presença de picos e vales.

A rugosidade foi medida na direção perpendicular as marcas de avanço, conforme exemplo mostrado na Fig. 3.11, utilizando o filtro Gaussiano e cut-off de 0,25 mm. Estas medições foram realizadas em ambiente com temperatura controlada em torno de 20°C.

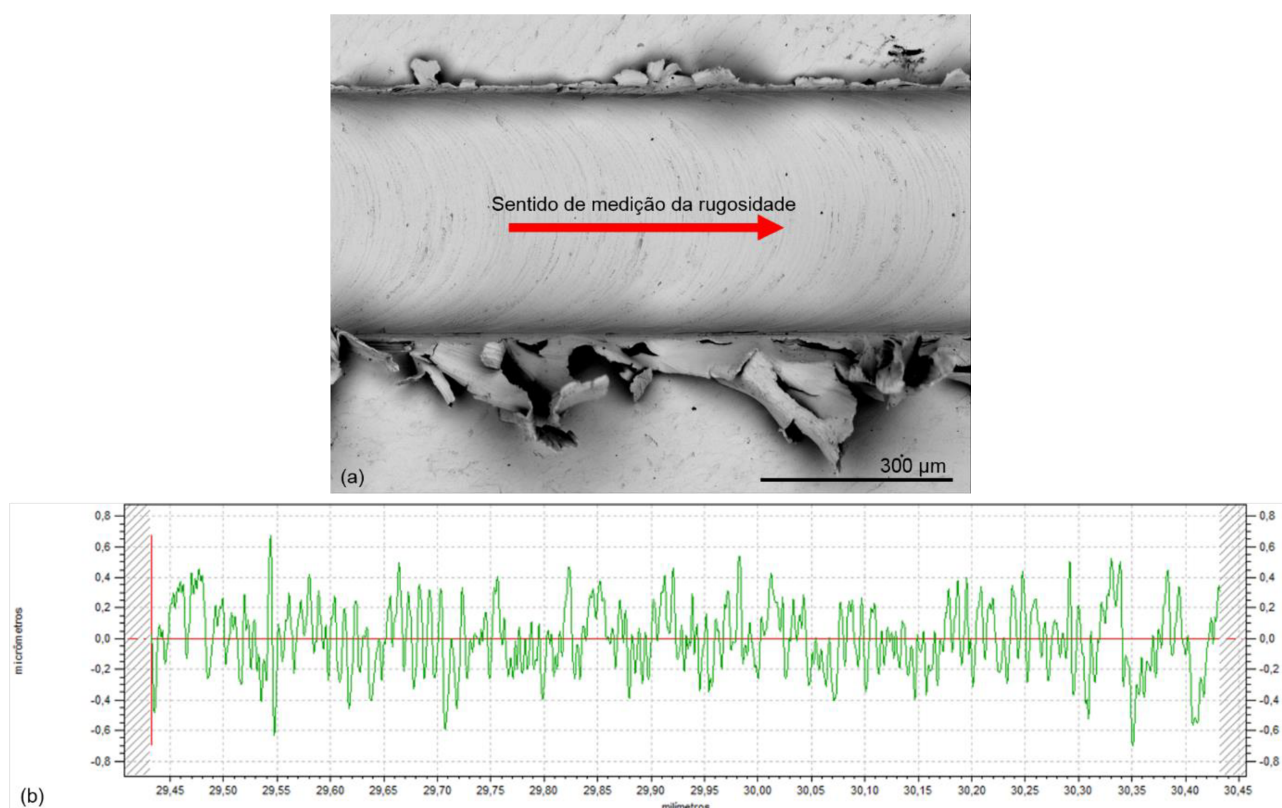


Figura 3.11 - Medição da rugosidade no microcanal e perfil de rugosidade obtido

### 3.6 Medição do Desgaste na Superfície de Folha Secundária das Microfresas

Para a medição do desgaste, primeiramente, imagens de todas as superfícies das microfresas novas foram obtidas para verificar a existência de algum defeito nas mesmas, utilizando o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) da Hitachi High-Technologies®, modelo TM3000. Então, após a usinagem de cada microcanal, as microferramentas foram retiradas da microfresadora e levadas ao MEV para análise e obtenção de imagens. É importante ressaltar que todas as imagens foram feitas utilizando a mesma posição e escala para não comprometer o procedimento de determinação do desgaste.



O desgaste foi obtido analisando as imagens da superfície de folga secundária (imagens de topo) das microfresas e para sua medição as imagens da microferramenta nova foram sobrepostas às imagens das usadas, utilizando o *software* Adobe Photoshop CC. Antes disso, com o auxílio deste mesmo *software*, foi feito um contorno tracejado na imagem da ferramenta nova, para facilitar a realização da sobreposição. Na Figura 3.12 tem-se demonstrado este procedimento, onde observa-se a imagem da microfresa nova sobre a imagem da usada, sendo a região mais clara corresponde ao desgaste da microferramenta.

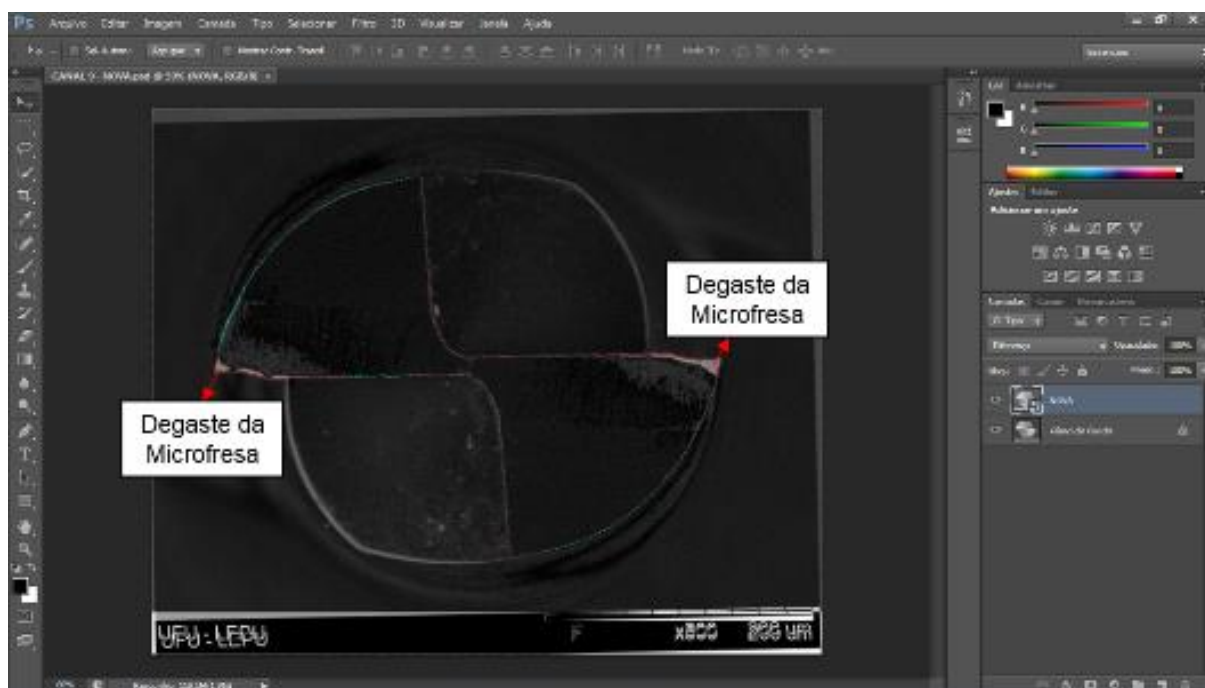


Figura 3.12 - Sobreposição das imagens das microfresas nova e usada

O desgaste foi medido com *software* Image J, o qual foi estabelecido para cada uma das duas arestas de corte, como a distância encontrada pela diferença entre o tamanho da ponta da ferramenta nova com a desgastada, conforme mostrado na Fig. 3.13, sendo, portanto, denominado de desgaste de ponta.

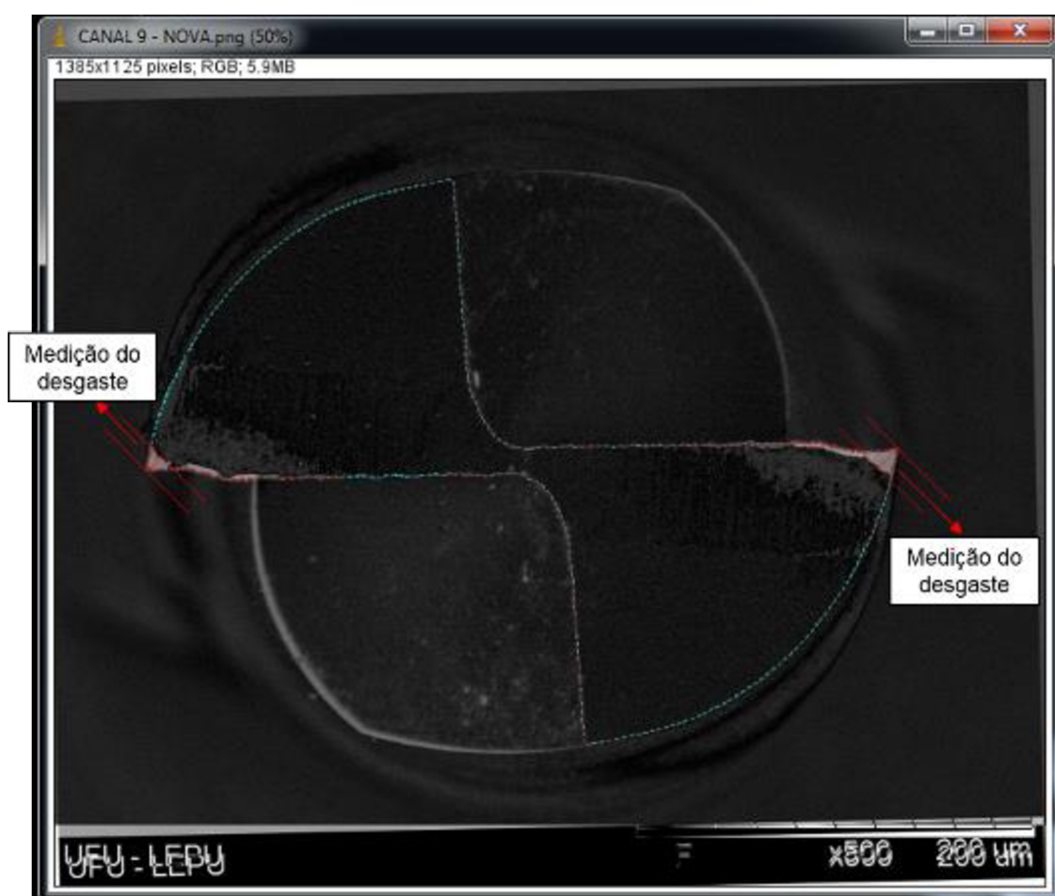


Figura 3.13 - Medição do desgaste

É importante ressaltar a dificuldade de estabelecer um método de medição do desgaste, devido a adesão de material da peça de trabalho nas ferramentas durante a microusinagem. Outros métodos foram testados, sendo este apresentado o que melhor possibilitou a determinação do desgaste da microfresa.

### 3.7 Processamento dos Sinais de Vibração da Peça e do Ruído do Processo

Durante a realização dos ensaios de microfresamento foram adquiridos sinais de vibração e de som, simultaneamente, para cada microcanal fabricado. Na sequência, é descrito o sistema de aquisição dos sinais utilizado e a metodologia empregada para analisá-los.

#### 3.7.1. Aquisição dos Sinais

Os sinais de vibração foram adquiridos a partir de um acelerômetro fabricado pela PCB Piezotronics de modelo 352C33 com sensibilidade de 100,4 mV/g e faixa de frequência de

0,5 Hz a 10 kHz. O mesmo foi fixado na peça de trabalho na direção longitudinal (perpendicular a direção de avanço) para receber a maior fonte de vibração gerada pelo processo de microfresamento.

Os sinais do ruído do processo foram obtidos por um microfone da Brüel & Kjær de modelo 4957, com sensibilidade de 11,2 mV/Pa e faixa de frequência variando de 0,5 Hz a 10 kHz, fixado próximo a peça de trabalho na mesa da microfresadora.

Para a aquisição dos sinais o acelerômetro e o microfone foram conectados a um condicionador da PCB Piezotronics modelo 482A20 com faixa de frequência de 0,225 Hz a 50 kHz, no qual foi configurado um ganho de tensão de 100 vezes para os dois sensores. Em seguida, os sinais provenientes do condicionador, foram adquiridos e convertidos (Analógico/Digital) por uma placa da National Instruments, NI USB 9162, com resolução de 24 bits e faixa de medição de -10 V a 10 V. Este sistema foi acoplado a um computador para a aquisição do sinal digital, que foi realizada por meio do *software* Aquis IV – CVRI, desenvolvido no Laboratório de Acústica e Vibração (LAV) da UFU. Os dados foram coletados e armazenados para posterior análise utilizando o Matlab.

Uma ilustração do sistema descrito está apresentada na Fig. 3.14.

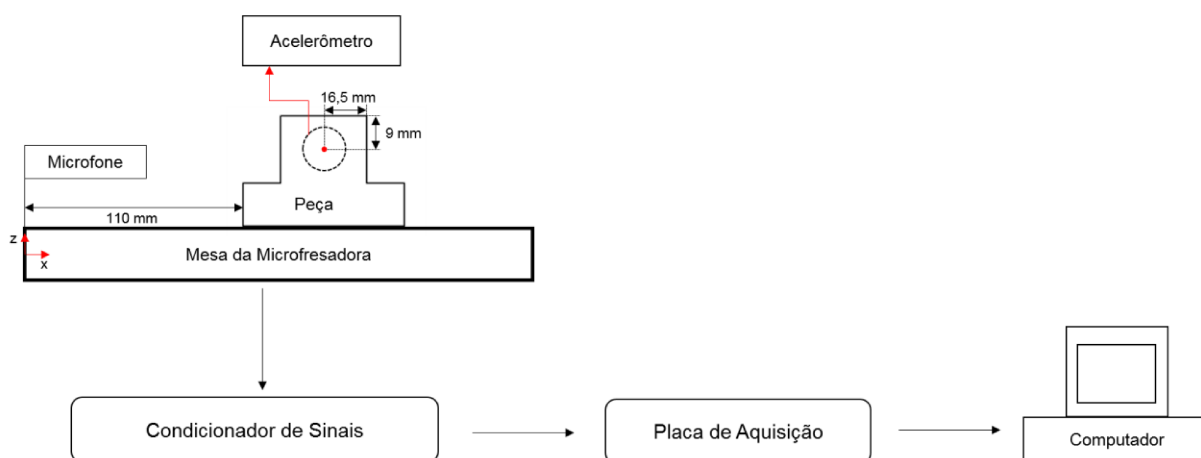


Figura 3.14 - Representação do sistema de monitoramento

Os sinais foram obtidos utilizando uma taxa de aquisição de 32 768 Hz durante todo percurso da microfresa para a fabricação do microcanal, pois com essa taxa os sinais adquiridos (vibração e do som) abrangem todas as excitações que podem influenciar no desgaste das microferramentas. Portanto, o tempo de aquisição total dos dados foi de 10 segundos, porém, deste tempo somente 1,5 segundos correspondia ao tempo de usinagem. Foi utilizado um tempo maior para garantir a correta obtenção dos sinais, uma vez que o sistema de aquisição era acionado antes do início do microfresamento.

### 3.7.2. Análise dos Sinais

O primeiro passo, após a aquisição dos sinais, foi identificar as partes do mesmo correspondente a realização do microfresamento, pois na fabricação do microcanal a microfresa passa por duas regiões onde não ocorre usinagem, devido à presença dos dois canais usinados na direção transversal da peça de trabalho. Para isso foi desenvolvida uma função no Matlab.

Em seguida, os sinais foram analisados no domínio da frequência utilizando o método de Welch para a determinação da Densidade Espectral de Potência (PSD). Estes espectros foram utilizados para determinar bandas de frequência relacionadas com a evolução do desgaste das microfresas.

Para a determinação destas bandas foram selecionadas regiões de frequências onde as curvas das microferramentas desgastadas apresentassem amplitudes significativamente maiores que as curvas das microferramentas novas para todos os microcanais fabricados.

Após a definição das bandas, os sinais foram filtrados utilizando filtro Butterworth de ordem 4, e então, foram extraídos os seguintes parâmetros estatísticos dos mesmos: Valor Médio Quadrático (RMS), Pico, Pico a Pico, Curtose (*Kurtosis*), Assimetria (*Skewness*) e Fator de Crista.

Finalmente, após o cálculo dos parâmetros estatísticos, foi realizado a análise de sensibilidade desses, por meio do gráfico *boxplot*, e assim foi verificado quais dos parâmetros analisados podem ser utilizados no monitoramento da condição da microferramenta.

## **CAPÍTULO IV**

### **RESULTADOS E DISCUSSÕES**

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos no microfresamento do aço inoxidável AISI 316L com microfresas de metal duro revestidas com (Al, Ti)N que apresentam comprimentos de corte iguais a 0,6 mm (600  $\mu\text{m}$ ) e 0,8 mm (800  $\mu\text{m}$ ), utilizadas com duas velocidades de corte (75,4 m/min e 50,3 m/min) cada uma. Os resultados foram divididos em 5 itens que serão analisados e discutidos na seguinte sequência: análise do desgaste de ponta das microfresas, análise das rebarbas formadas nos microcanais, análise da rugosidade superficial, determinação da deflexão das microfresas e, por fim, serão apresentados e discutidos os resultados extraídos dos sinais adquiridos.

#### **4.1. Análise do Desgaste de Ponta**

Nesta seção serão apresentados e discutidos a evolução do desgaste das microfresas, assim como será determinada a equação de Taylor para as condições de corte utilizadas.

##### **4.1.1 Evolução do Desgaste nas Microfresas**

Na análise da evolução do desgaste, primeiramente, serão apresentados os resultados obtidos para as microfresas de maior comprimento de corte, utilizadas na condição de maior e menor velocidade de corte, sendo os outros parâmetros fixos, ou seja, avanço por dente de 5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , profundidade de corte igual a 40  $\mu\text{m}$  e penetração de trabalho de 400  $\mu\text{m}$ . Na sequência serão comparados os resultados obtidos para as microfresas de 600  $\mu\text{m}$  de comprimento de corte, com os apresentados pelas microfresas com comprimento de corte maior utilizadas nas velocidades de corte de 50,3 m/min e 75,4 m/min. Então, a influência da velocidade de corte será analisada na usinagem com as microfresas que possuem comprimento de corte igual a 600  $\mu\text{m}$ .

Na Figura 4.1 tem-se o gráfico que mostra a evolução do desgaste de ponta das duas arestas de corte para a microfresa utilizada no ensaio 1. Ao observar este gráfico é possível afirmar que o comportamento do desgaste apresentado pela microfresa se assemelha ao das ferramentas de corte convencionais, onde a curva que representa o desgaste pode ser dividida em três estágios.

Após a usinagem de um comprimento de 12,34 mm a microferramenta atinge um desgaste de 7,48  $\mu\text{m}$  e 7,54  $\mu\text{m}$  para a aresta à direita e à esquerda respectivamente, sendo esta região correspondente ao primeiro estágio da evolução do desgaste das macroferramentas, onde o desgaste é acelerado devido a adequação da ferramenta ao sistema tribológico (MACHADO et al., 2011). Em seguida, após este comprimento, inicia o segundo estágio de desgaste assim como encontrado nas macroferramentas, onde a taxa de desgaste da ferramenta diminui devido a mesma estar adaptada ao processo e aos mecanismos de desgaste presentes (MACHADO et al., 2011). Esse comportamento ocorre ao longo do comprimento usinado para ambas as arestas de corte até o comprimento de 61,70 mm. A partir deste comprimento, até o comprimento de 74,04 mm tem-se uma elevada taxa de desgaste, apresentando comportamento semelhante ao terceiro estágio da curva de desgaste das ferramentas de corte dos processos de usinagem convencionais (MACHADO et al., 2011). No entanto a ferramenta não apresentou quebra nas suas duas arestas de corte, mesmo após usinar um comprimento total de 135,74 mm, porém, houve mudanças na sua geometria como a modificação do seu raio de ponta, que possui grande influência na rugosidade da superfície usinada.

Sendo assim foi observado os valores da rugosidade dos microcanais fabricados a cada passe para esse ensaio, os quais serão analisadas detalhadamente na Seção 4.3. Pela análise foi obtido que a rugosidade teve o seu valor bastante aumentado a partir do sexto passe (comprimento usinado igual a 74,04 mm), sendo este aproximadamente três vezes maior que a média dos valores obtidos do primeiro ao quinto passe. Explica-se tal aumento pela elevação do valor do raio de ponta da microfresa, pois acredita-se que a influência do raio de ponta na rugosidade superficial para os processos de microusinagem é a mesma que a apresentada nos processos convencionais, ou seja, quando tem-se aumento deste raio há um maior contato entre a ferramenta e a peça, que gera forças adicionais no processo causando flexões e deixando marcas na superfície usinada dos defeitos ou desgaste da ferramenta (MACHADO et al., 2011), o que comprova que a microferramenta não deve ser mais utilizada, pois nesta condição serão obtidas superfícies com acabamento superficial inferior.

Desta forma, foi adotado neste trabalho um critério de fim de vida correspondente a um desgaste de 13  $\mu\text{m}$ , obtido no comprimento usinado de 74,04 mm para este ensaio, pois

a partir desse valor de desgaste espera-se, de acordo com os resultados apresentados, que a rugosidade do canal aumente fazendo com que a superfície usinada tenha um baixo acabamento superficial. Este critério foi adotado para todos os ensaios realizados.

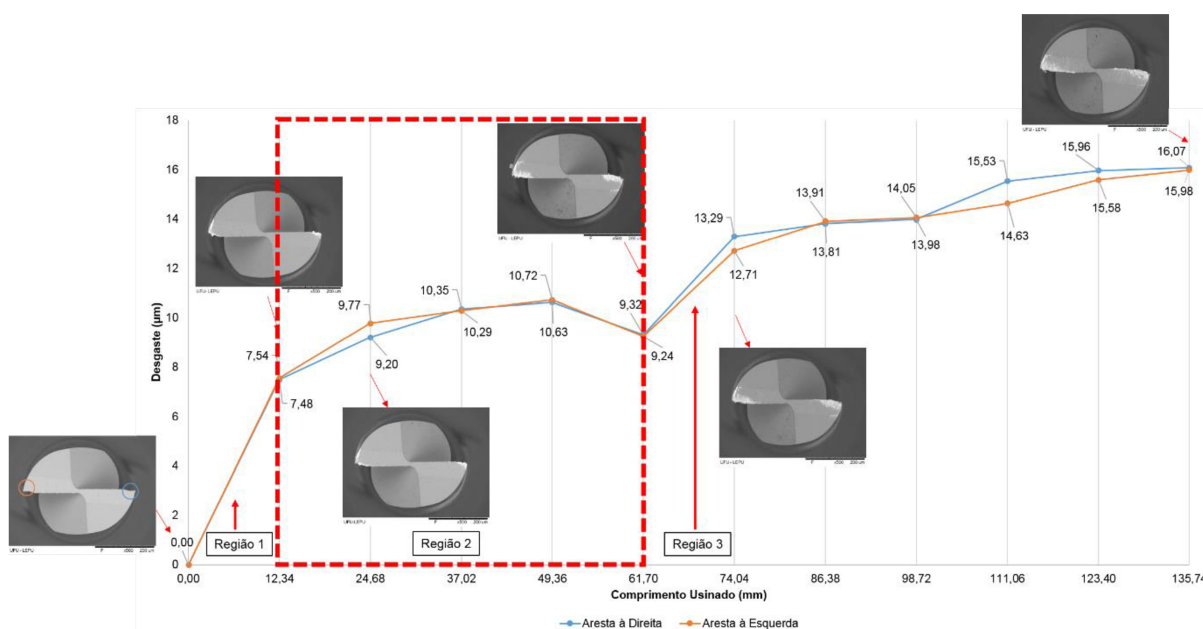


Figura 4.1 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 1

Com o objetivo de verificar a influência da velocidade de corte no desgaste da microferramenta foi analisado a evolução do desgaste para o ensaio 2, no qual utilizou a microfresa de maior comprimento de corte assim como no ensaio 1, porém submetida a menor velocidade de corte. Na Figura 4.2 tem-se o comportamento do desgaste para o ensaio 2. Conforme apresentado observa-se que a evolução do desgaste é menos acelerada do que a notada para a condição de maior velocidade de corte (ensaio 1), sendo este resultado semelhante ao encontrado nos processos de usinagem convencional em escala macro (SANTOS; DA SILVA; JACKSON, 2018).

Ao comparar o desgaste para essas duas condições analisadas, em função do critério de fim de vida adotado neste trabalho, nota-se que a microferramenta atingiu o fim de vida após usinar um comprimento de 123,40 mm para a condição de menor velocidade de corte (ensaio 2), enquanto que para a de maior velocidade (ensaio 1), o critério foi atingido ao usinar um comprimento de 74,04 mm. Estes resultados mostram o quanto a menor velocidade de corte reduz a vida da microferramenta. Isso ocorre principalmente porque o aumento da velocidade está diretamente associado ao aumento da temperatura na região onde os

cavacos são formados, o que acelera os mecanismos de desgaste, assim como ocorre nos processos convencionais (MACHADO et al. 2011).

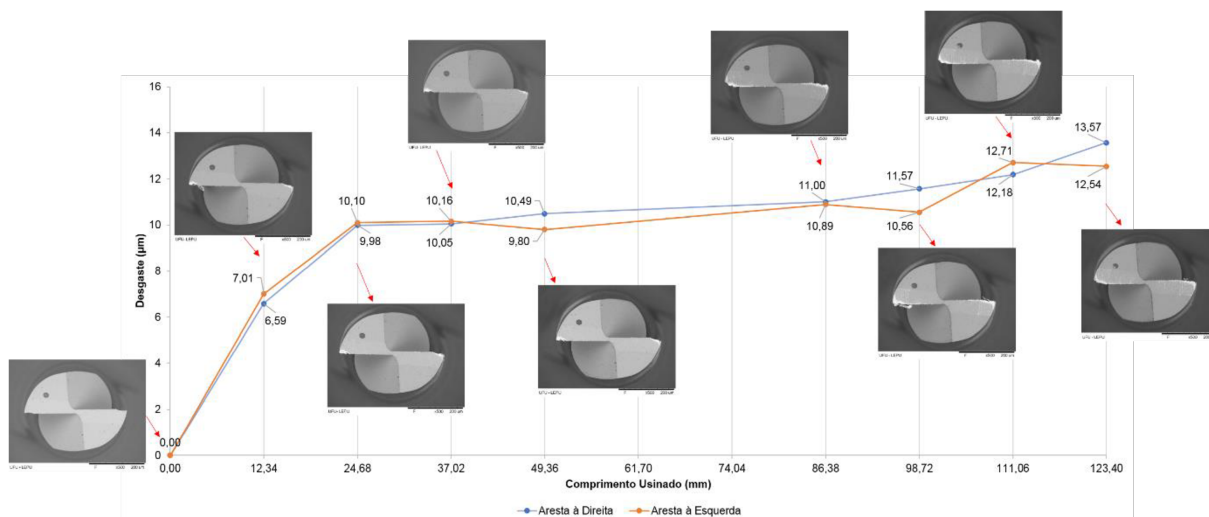


Figura 4.2 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 2

É importante ressaltar que na Figura 4.1, para o comprimento usinado de 61,70 mm houve uma redução do valor medido do desgaste em relação ao comprimento anterior, de 49,36 mm. Isto ocorreu devido ao material aderido à microfresa que dificultou a medição neste comprimento. Além disso, na Figura 4.2 não foi possível a medição do desgaste para os comprimentos de 61,7 mm e 74,04 mm em função de material da peça aderido nas duas arestas de corte, conforme apresentado na Figura 4.3. Tais fatos, confirmam a dificuldade de se determinar o desgaste para os processos de microusinagem devido às dimensões micrométricas das ferramentas de corte.



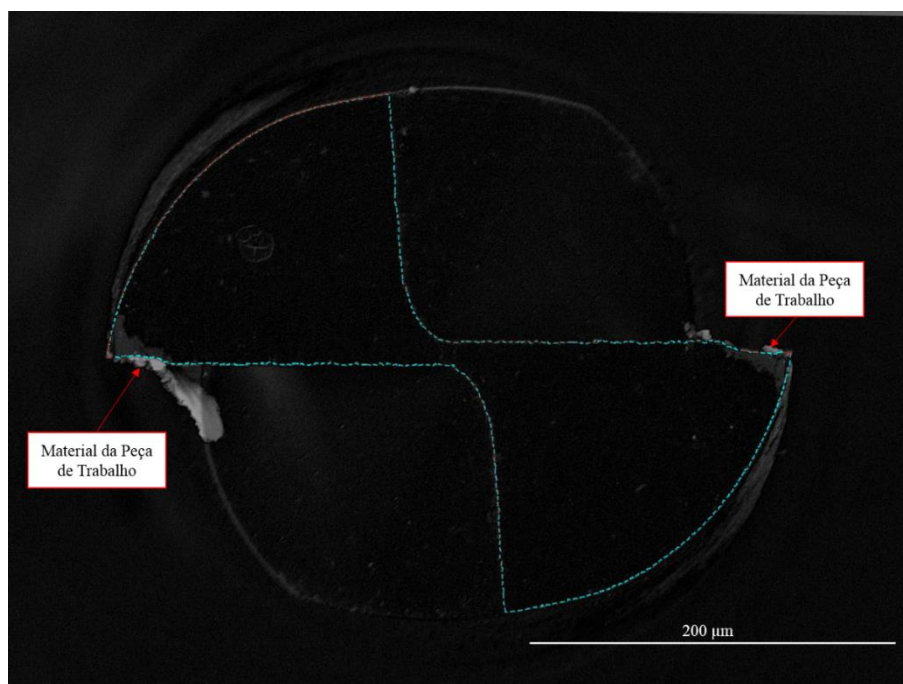


Figura 4.3 - Imagem da ferramenta nova com tracejado sobreposta a imagem da ferramenta gasta ao usinar o comprimento de 61,70 mm

Na Figura 4.4 tem-se o comportamento do desgaste para o ensaio 3. Era esperado que a microfresa apresentasse maior vida ao ser utilizada com as condições do ensaio 3 em comparação com os resultados obtidos para a microfresa utilizada no ensaio 1 (de maior comprimento de corte). Os resultados foram correspondentes ao esperado, uma vez que para o critério de fim de vida, de 13  $\mu\text{m}$ , a microfresa do ensaio 3 (menor comprimento de corte) usinou 98,72 mm, enquanto que a microfresa do ensaio 1 (maior comprimento de corte) usinou 74,04 mm.

Esse resultado foi previsto, pois assim como nos processos de usinagem convencional em escala macro, as ferramentas de menor comprimento de corte na microusinagem possuem maior rigidez do que as de maior comprimento, o que resulta em menor deflexão da mesma no processo, e consequentemente, em maior vida (WEINGAERTNER, 2004; VIEIRA; DE ALMEIDA, 2006).

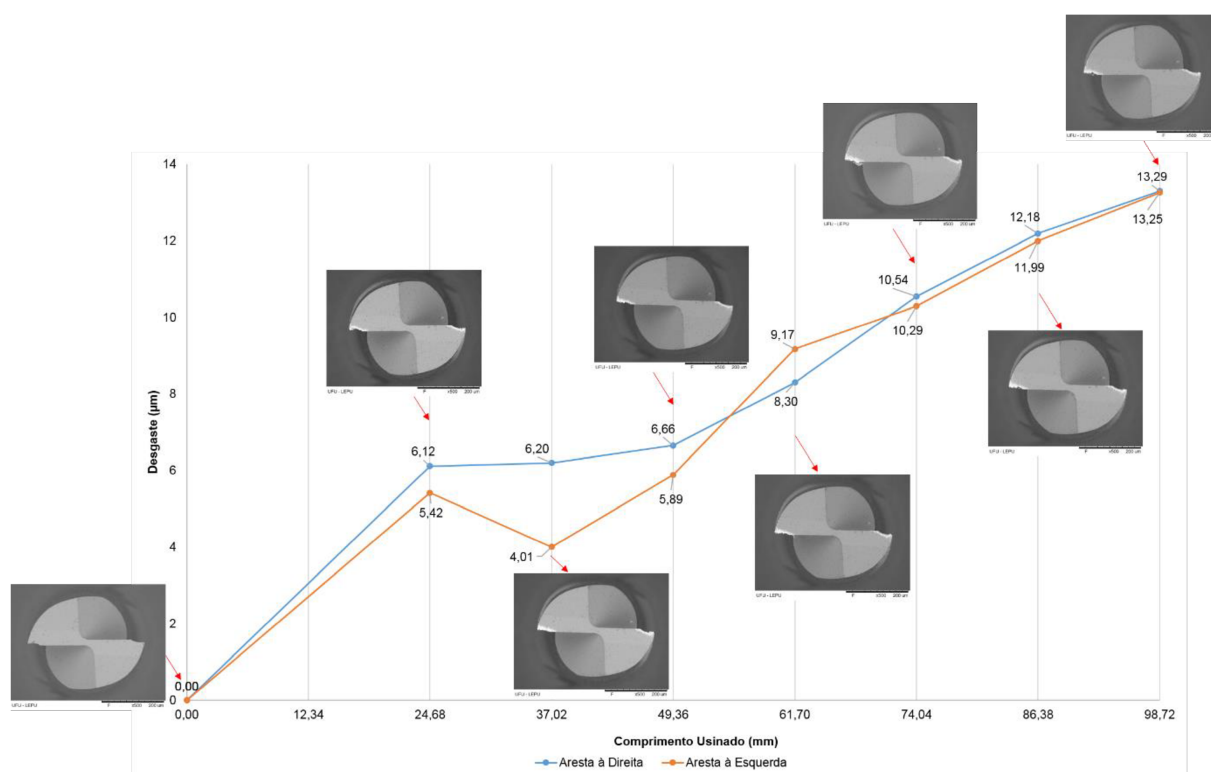


Figura 4.4 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 3

Entretanto, os resultados obtidos para a microfresa utilizada no ensaio 4 não se apresentaram conforme o esperado ao serem comparados com os obtidos no ensaio 2, já que para o critério de fim de vida, a microfresa de maior comprimento (ensaio 2) usinou 123,40 mm, enquanto que a de menor comprimento (ensaio 4) usinou somente 37,02 mm, conforme Fig. 4.5, ambas utilizadas com a menor velocidade de corte.

Uma possível explicação para o resultado obtido consiste na diferença apresentada na geometria da microfresa utilizada com a velocidade de corte de 50,3 m/min e comprimento de corte de 600  $\mu\text{m}$  (ensaio 4) em comparação com a geometria da microfresa utilizada no ensaio 1, conforme apresentado na Fig. 4.6, onde observa-se um maior raio de aresta na microfresa de menor comprimento de corte (a), para a sua aresta da esquerda, já que, em geral o raio de aresta para a ferramenta de menor comprimento de corte foi aproximadamente igual a 1,6  $\mu\text{m}$ , enquanto que o apresentado pela aresta da esquerda é igual a aproximadamente 4,2  $\mu\text{m}$ .

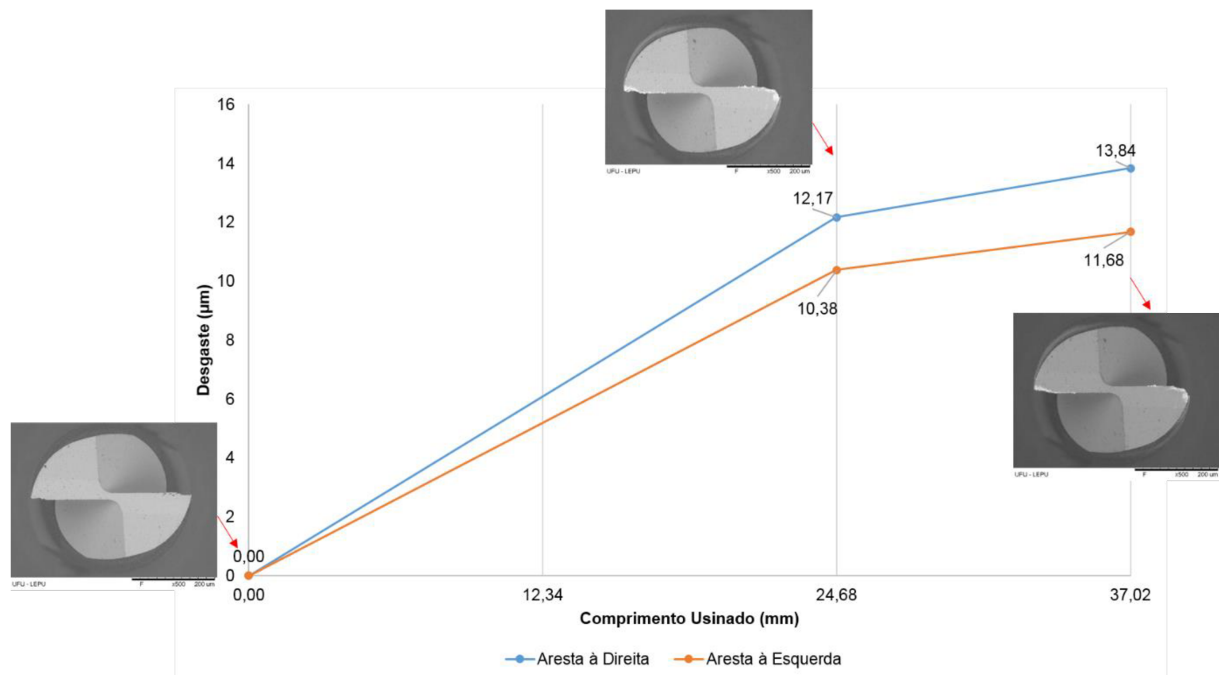


Figura 4.5 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada no ensaio 4

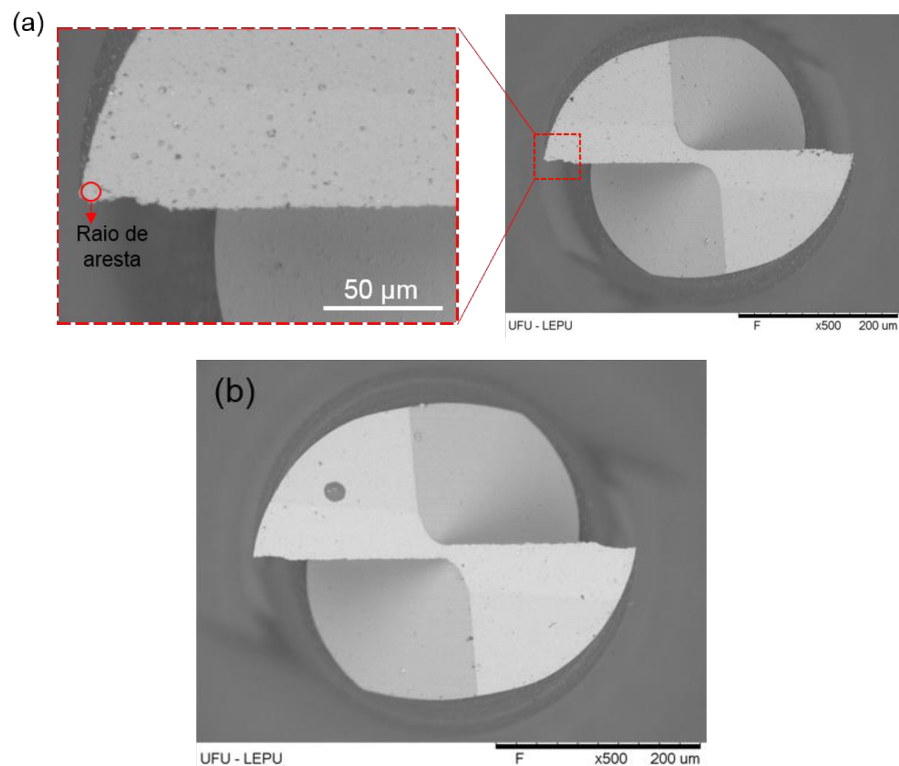


Figura 4.6 - Geometria das microfresas utilizadas no (a) ensaio 4 e (b) no ensaio 2

Então, para verificar a influência da variação da geometria da microfresa no resultado obtido foi realizada uma réplica do ensaio 4. Porém para a realização deste foi selecionada a ferramenta que apresentou geometria semelhante à da microfresa utilizada no ensaio 2, conforme apresentado na Fig. 4.7, ou seja, foi selecionada a microfresa cujos raios de aresta de ambas as arestas de corte fossem semelhantes.

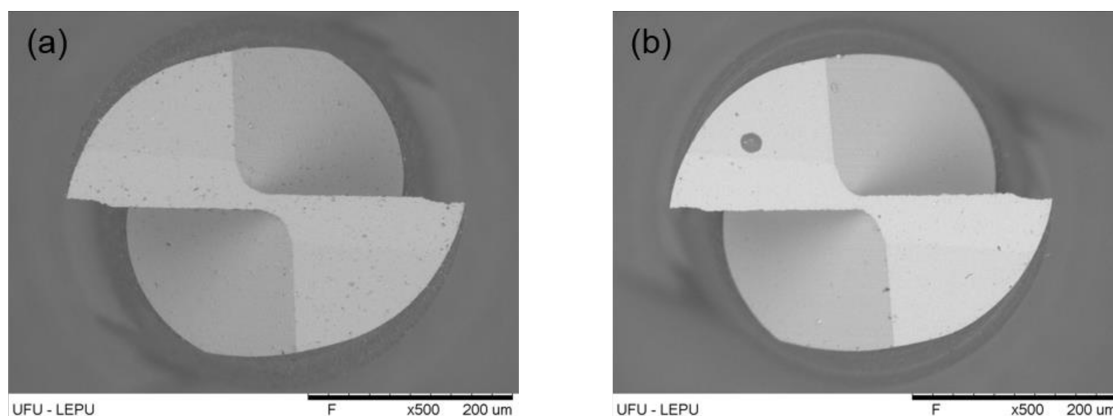


Figura 4.7 - Geometria das microfresa (a) com comprimento de corte de 600  $\mu\text{m}$  selecionada com geometria semelhante a (b) com comprimento de corte de 800  $\mu\text{m}$

É importante ressaltar que neste ensaio, diferentemente de todos os outros já analisados, a superfície usinada da peça de trabalho foi a do lado esquerdo, portanto, o comprimento usinado foi de aproximadamente 13,18 mm. Na Figura 4.8 tem-se o comportamento do desgaste para a réplica do ensaio 4.

Era esperado para as microfresas com geometria semelhantes, que a microferramenta com menor comprimento de corte (ensaio 4) apresentasse maior vida em comparação com a que possui maior comprimento (ensaio 2), ambas submetidas a menor velocidade de corte. Porém, o resultado foi contrário, uma vez que para o critério de fim de vida adotado, a ferramenta com menor comprimento usinou 79,08 mm, enquanto que a de maior comprimento usinou 123,4 mm.

O resultado obtido foi semelhante ao encontrado para a microfresa com comprimento de 600  $\mu\text{m}$ , que apresentou diferenças na geometria das suas arestas de corte, entretanto, é possível observar que ao utilizar a microfresa com geometria semelhante à de comprimento de corte de 800  $\mu\text{m}$ , a ferramenta apresentou uma vida maior, mesmo ainda sendo menor que a da ferramenta de maior comprimento. Portanto, pelo resultado pode-se verificar que a geometria da ferramenta influência no seu desgaste, contudo não foi responsável por reduzir a vida da ferramenta com menor comprimento de corte (ensaio 4).

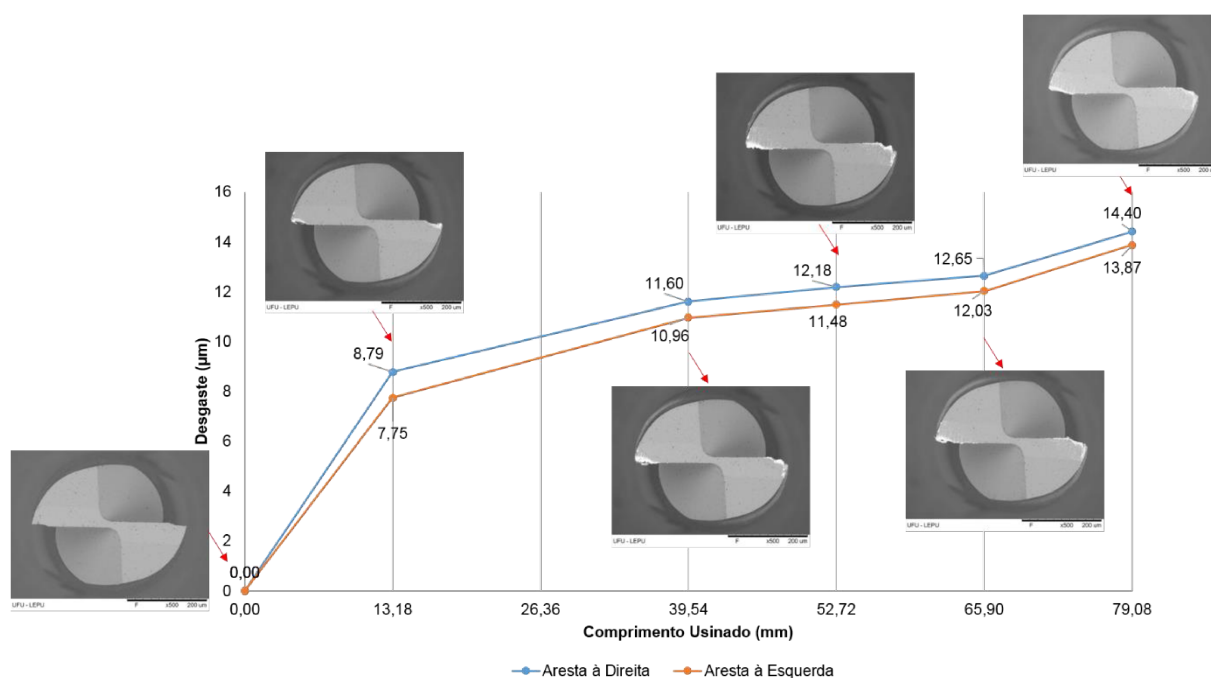


Figura 4.8 - Evolução do desgaste das duas arestas de corte da microfresa utilizada na repetição do ensaio 4

Uma possível explicação para vida da ferramenta ter sido bem menor para a microfresa com geometria distinta das suas arestas de corte, está relacionado ao fato que ao usinar o comprimento de 12,34 mm, o primeiro passe, a ferramenta apresentou um grande volume de material aderido da peça juntamente com cavacos formados durante o processo de corte, conforme Fig. 4.9, principalmente na aresta que possui menor raio de aresta. Após a realização do segundo passe, comprimento usinado de 24,68 mm, percebe-se que houve remoção do material aderido e juntamente com este ocorreu remoção de fragmentos da ferramenta, causando um grande desgaste na aresta que possui o menor raio de aresta (aresta da direita), o qual foi igual a 12,17  $\mu\text{m}$  (Figura 4.5). É importante ressaltar que para essa condição, a aresta da microferramenta com o menor raio (aresta da direita da Fig. 4.5) possuiu maiores valores de desgaste do que os apresentados pela aresta de maior raio (aresta da esquerda na Fig. 4.5). Isso pode ser explicado pela baixa resistência associada ao menor raio de aresta, da aresta da direita da microferramenta (MACHADO et al., 2011). Assim, a ferramenta atingiu o critério de fim de vida usinando somente um comprimento de 37,02 mm.

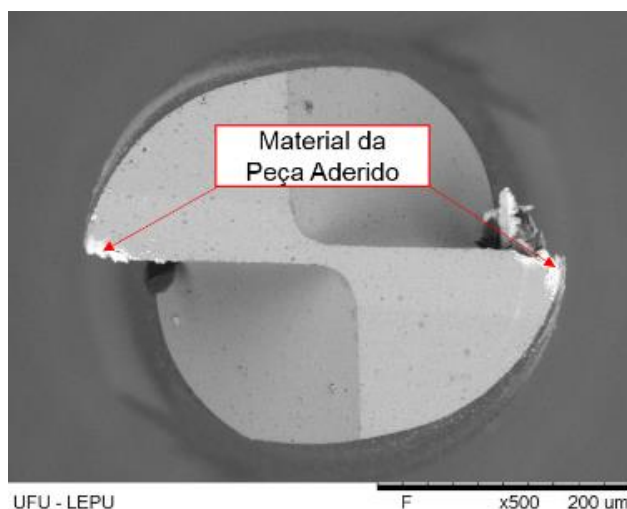


Figura 4.9 - Material aderido na microfresa com comprimento de corte de 600  $\mu\text{m}$  que possui distinto raio de aresta para as duas arestas de corte

Nos processos de usinagem convencional em escala macro, este material aderido na ferramenta seria a aresta postiça de corte (APC), já que a velocidade de corte utilizada, de 50,3 m/min, pertence a faixa de velocidades intermediárias onde ocorre formação da APC, porém, na microusinagem não se pode afirmar que os materiais aderidos da peça na ferramenta são realmente APC, uma vez que ainda não há estudos que comprovam a existência da APC nos processos de microusinagem.

Uma possível sugestão para explicar o motivo da microfresa de menor comprimento de corte (ensaio 4) apresentar menor vida em comparação com a de maior comprimento (ensaio 2) para a menor velocidade de corte, consiste no fato do processo para essa condição ter sido instável, já que para a rotação utilizada (40 000 rpm), possivelmente, a frequência de passagem do dente da microfresa de menor comprimento não se igualou à frequência natural do sistema (SMITH; WINFOUGHZ; HALLEY, 1998). Apesar da microfresa com menor comprimento de corte apresentar maior rigidez que a de maior comprimento, a rotação e a profundidade de corte empregada no microfresamento com a ferramenta de menor comprimento (ensaio 4) correspondeu a uma condição de instabilidade, na qual surgiram vibrações durante o processo que levaram a microfresa a apresentar uma menor vida (WEINGAERTNER, 2004; WANG et al., 2018).

Em vista disso é possível afirmar que para a comparação dos ensaios 1 e 3, no qual o resultado obtido foi de acordo com o esperado, ou seja, a microfresa de menor comprimento de corte apresentou maior vida, por além da microfresa possuir maior rigidez, a rotação utilizada corresponder a uma condição estável do processo.

Ao comparar a influência da velocidade de corte, sob a evolução do desgaste para as microfresas utilizadas nos ensaios 3 e 4, Figura 4.4 e Figura 4.8, respectivamente, percebe-

se que com a diminuição da velocidade de corte não houve aumento na vida da microferramenta, sendo este resultado contrário ao apresentado nos processos de usinagem convencional em escala macro (MACHADO et al. 2011) e nos processos de microusinagem (KAJARIA; 2009; SANTOS; DA SILVA; JACKSON, 2018; SREDANOVIĆ et al., 2018). Tal resultado pode ser explicado pelo fato do processo de corte para o ensaio 4 ser instável, conforme explicado acima, portanto, a microferramenta apresentará uma menor vida mesmo submetida a menor velocidade de corte. Como este resultado é contrário aos encontrados na usinagem convencional a vida desta ferramenta não pode ser relacionada com a velocidade de corte, conforme definido por Taylor.

#### 4.1.2 Determinação da Equação de Taylor

A equação de Taylor foi determinada para os ensaios 1 e 2. Para a determinação dos coeficientes da equação de Taylor, primeiramente, foi obtida a curva de vida da ferramenta em função da velocidade de corte (Figura 4.10), com base no critério de fim de vida de 13  $\mu\text{m}$  adotado neste trabalho. Então, as equações de Taylor foram determinadas, para as duas velocidades de corte utilizadas, sendo possível encontrar os valores das constantes  $y$  e  $c$ . Os valores obtidos das constantes para a condição utilizada estão apresentados na Tab. 4.1.

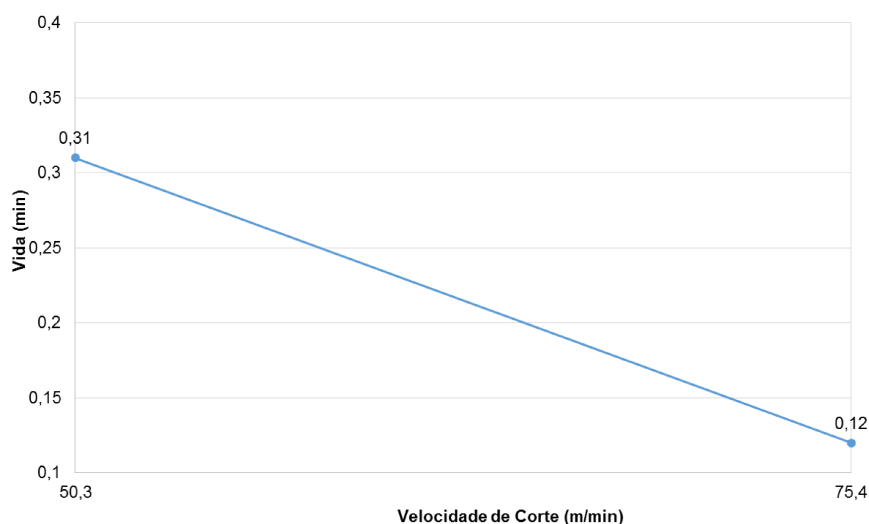


Figura 4.10 - Curva de vida em função da velocidade de corte para a microfresa

Tabela 4.1 - Constantes da equação de Taylor

Constante	Valores
y	0,43
c	30,52

Portanto a equação de Taylor para a condição analisada consiste na relação apresentada na equação 4.1, por meio da qual pode-se determinar velocidades de corte a serem utilizadas para otimizar o processo de microusinagem (MACHADO et al., 2011).

$$v_c \cdot T^{0,43} = 30,52 \quad (4.1)$$

A constante  $c$  corresponde ao valor da velocidade de corte na qual a ferramenta possui vida de um minuto, ou seja, 30,52 m/min.

Os valores determinados para as constantes  $y$  e  $c$  são particulares para cada par ferramenta-peça e para as condições de corte utilizadas, conforme pode-se perceber ao comparar os valores das constantes determinadas no presente trabalho com as encontradas por Santos (2016), as quais foram iguais a 0,26 para  $y$  e 23,31 para  $c$ . Santos, realizou o microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205 com microfresas de metal duro de 381  $\mu\text{m}$  de diâmetro utilizando velocidades de corte de 35,9 m/min e 23,9 m/min, com profundidade de corte de 30  $\mu\text{m}$  e avanço de 1,5  $\mu\text{m}$  por dente.

Ao comparar os valores determinados para as constantes neste trabalho com os encontrados na literatura para os processos de usinagem convencional em escala macro, tem-se que os valores são, em geral, menores do que os determinados neste trabalho. Somente os valores das constantes encontradas para o aço ABNT 8640 usinado com ferramentas de metal duro que são maiores ( $y=0,475$  e  $c=50$ ) do que as constantes determinadas no presente trabalho (FERRARESI, 1970). Pode-se explicar essa diferença nos valores das constantes devido ao critério de fim de vida estabelecido nos processos de microusinagem, que comparado com os adotados na usinagem convencional em escala macro, é bem menor.

#### 4.2. Análise das Rebarbas

Nesta seção será analisada a forma e os tipos de rebarbas formadas nos microcanais para as condições de corte utilizadas.

Na Figura 4.11 são apresentadas as formas de rebarbas encontradas nos microcanais, assim como as suas localizações segundo a classificação de Lee e Dornfeld (2002). Destas formas apresentadas, nota-se que as rebarbas de entrada, assim como as de saída são as que apresentaram menores dimensões. Com relação as outras formas, os seus tamanhos variaram ao longo dos ensaios, porém, foi observado que as rebarbas de topo concordante e discordante foram as que apresentaram o maior tamanho, sendo este resultado semelhante ao encontrado por Lee e Dornfeld (2002), que consideram estas duas formas como de difícil



remoção em comparação com as outras, por estarem fortemente ligadas ao longo da borda do canal. Além disso, foi observado que as rebarbas concordantes foram maiores do que as discordantes, assim como encontrado nos trabalhos de Aramcharoen e Mativenga (2009) no microfresamento de aço ferramenta H13 endurecido (45 HRC) e de Piquard, D'Acunto e Dudzinski (2015) no microfresamento de duas ligas biocompatíveis de NiTi.

Outra forma de rebarba também foi observada nos microcanais, denominada de rebarba inferior segundo Kiswanto, Zariatn e Ko (2014), conforme Fig. 4.12. Esta rebarba foi formada em todos os microcanais fabricados e se localizou no lado discordante do corte, a sua dimensão foi pequena, não apresentando relação com o desgaste apresentado pela microferramenta, ao contrário do observado por Santos (2016), que atribuiu as elevadas dimensões desta forma de rebarba ao fim de vida da microfresa ao usinar aço inoxidável duplex UNS S32205 na condição a seco.

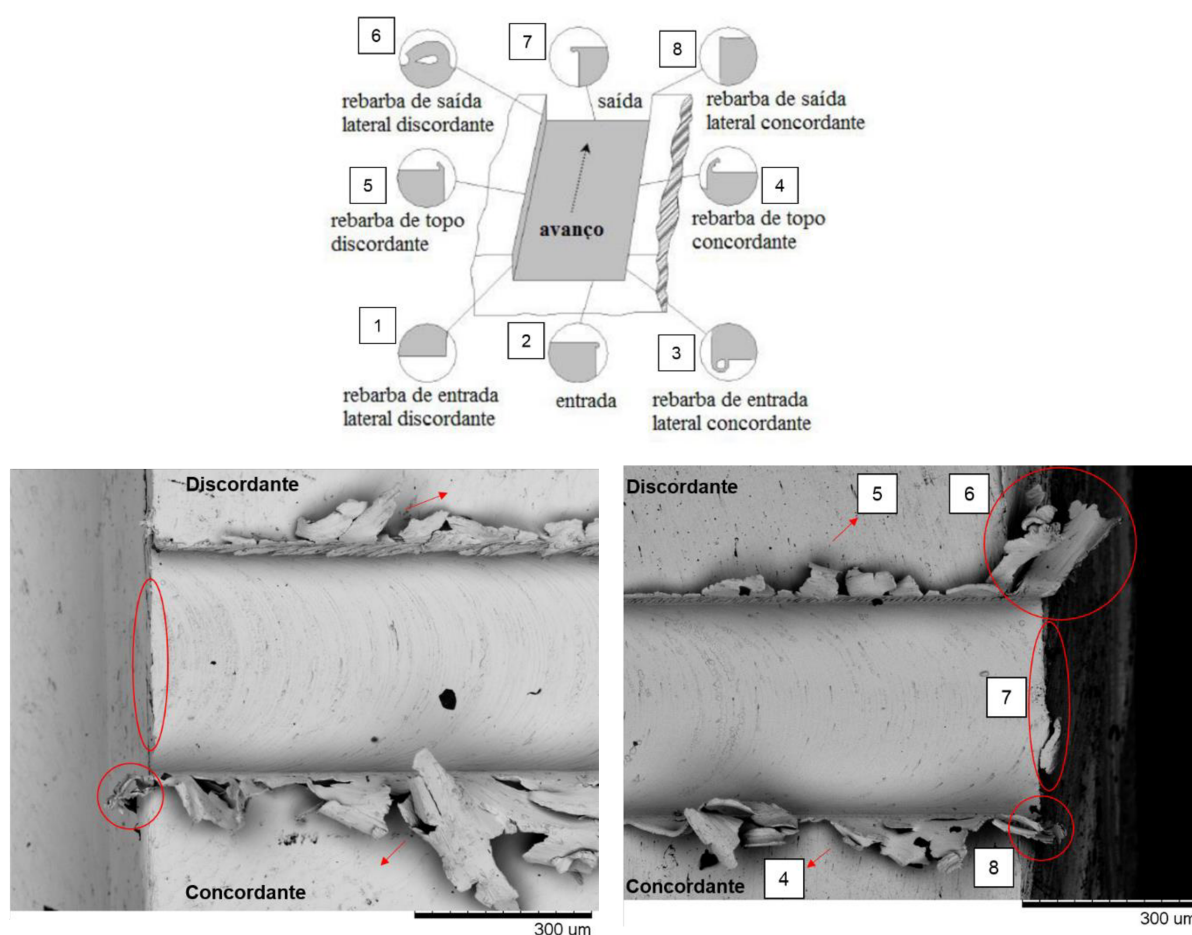


Figura 4.11 - Formas de rebarbas formadas nos microcanais durante o microfresamento utilizando as condições de corte empregadas neste trabalho

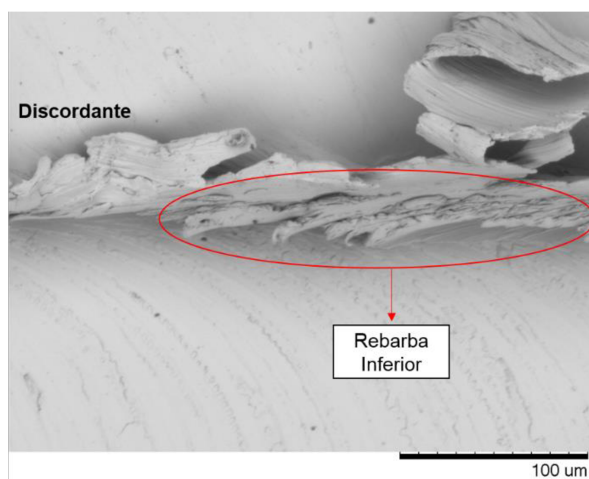


Figura 4.12 - Rebarba inferior formada nos microcanais

Nos microcanais fabricados com a condição do ensaio 2 foram encontradas rebarbas do tipo pena, segundo a classificação de Chern et al. (2007), conforme Fig. 4.13 (a). Estas rebarbas se encontram localizadas no lado discordante de corte, assim como as encontradas por Chern et al. (2007). De acordo com esses autores, este tipo de rebarba se forma quando não há formação de cavaco e o material à frente da microferramenta é empurrado e deformado plasticamente, então, o mesmo fratura e tem-se a formação de outro tipo de rebarba, a primária, quando ocorre fratura desta tem-se a formação da rebarba tipo pena. As rebarbas do tipo primária, Fig. 4.13 (b), também foram encontradas no lado discordante de corte dos canais fabricados com a condição do ensaio 2, além de ser encontrada em todas as condições dos ensaios (1, 3 e 4) utilizadas.

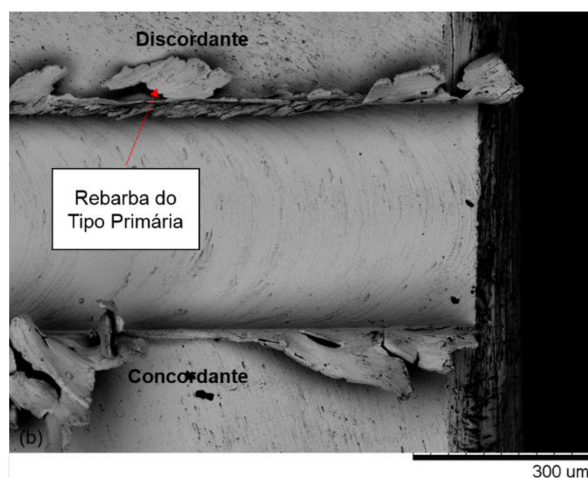
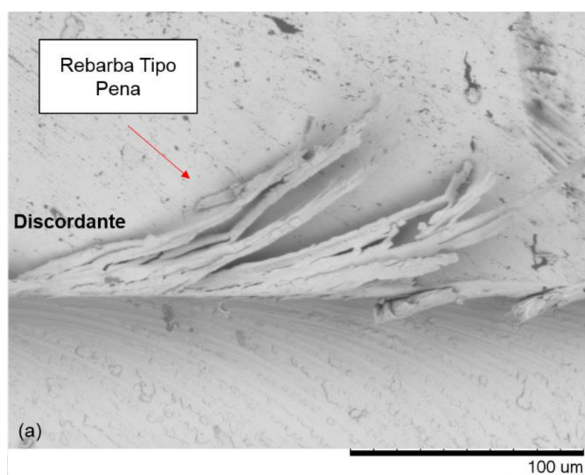


Figura 4.13 - Tipo de Rebarbas segundo Chern et al. (2007)

Em geral, as rebarbas formadas no lado concordante para as condições de corte se apresentaram irregulares, sendo contínuas e distribuídas ao longo da borda do canal, conforme Fig. 4.14.

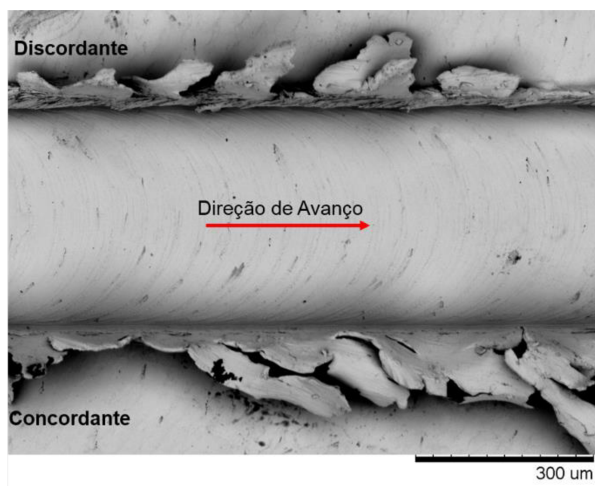


Figura 4.14 - Rebarbas formadas no lado concordante de corte

Ao fazer uma análise qualitativa das rebarbas formadas para cada ensaio, do início ao fim de cada microcanal fabricado, foi possível observar que a tendência do comportamento das rebarbas foi contrário ao esperado para algumas das condições de corte utilizadas. Sendo que para o ensaio 4 o comportamento das rebarbas ao longo do comprimento usinado se assemelhou ao esperado, Fig. 4.15 (g) e (h). Esperava-se que as rebarbas aumentassem à medida que a microfresa se tornasse mais desgastada, pois nesta situação o raio de ponta da mesma aumenta, causando maior atrito e compressão do material que leva a formação de rebarbas maiores (FILIZ, 2007).

Entretanto, para os ensaios 1 e 2, conforme Fig. 4.15 (a), (b) e (e), (f) respectivamente, as rebarbas foram maiores para pequenos comprimentos usinados e diminuíram à medida que o comprimento usinado aumentou, ou seja, as rebarbas apresentaram uma tendência de se tornarem menores à medida que houve aumento no desgaste da microfresa. Além disso, é possível perceber nas imagens das microferramentas para essas duas condições, que houve maior remoção do revestimento na superfície de folga secundária das microfresas, assim, uma possível explicação para tal comportamento das rebarbas pode estar relacionado à presença de maior quantidade de material aderido da peça à microfresa e a presença do fenômeno do *ploughing*. Resultado semelhante foi encontrado, em alguns momentos, no trabalho de Ziberov (2018), ao realizar o microfresamento da liga Ti-6Al-4V sob a condição a seco, que mesmo com a evolução do desgaste a altura da rebarba foi menor.

Já no ensaio 3, Fig. 4.15 (c) e (d), notou-se que as rebarbas possuíam elevadas dimensões tanto para pequeno comprimento usinado, assim como para maiores comprimentos, sendo este resultado também contrário ao esperado.

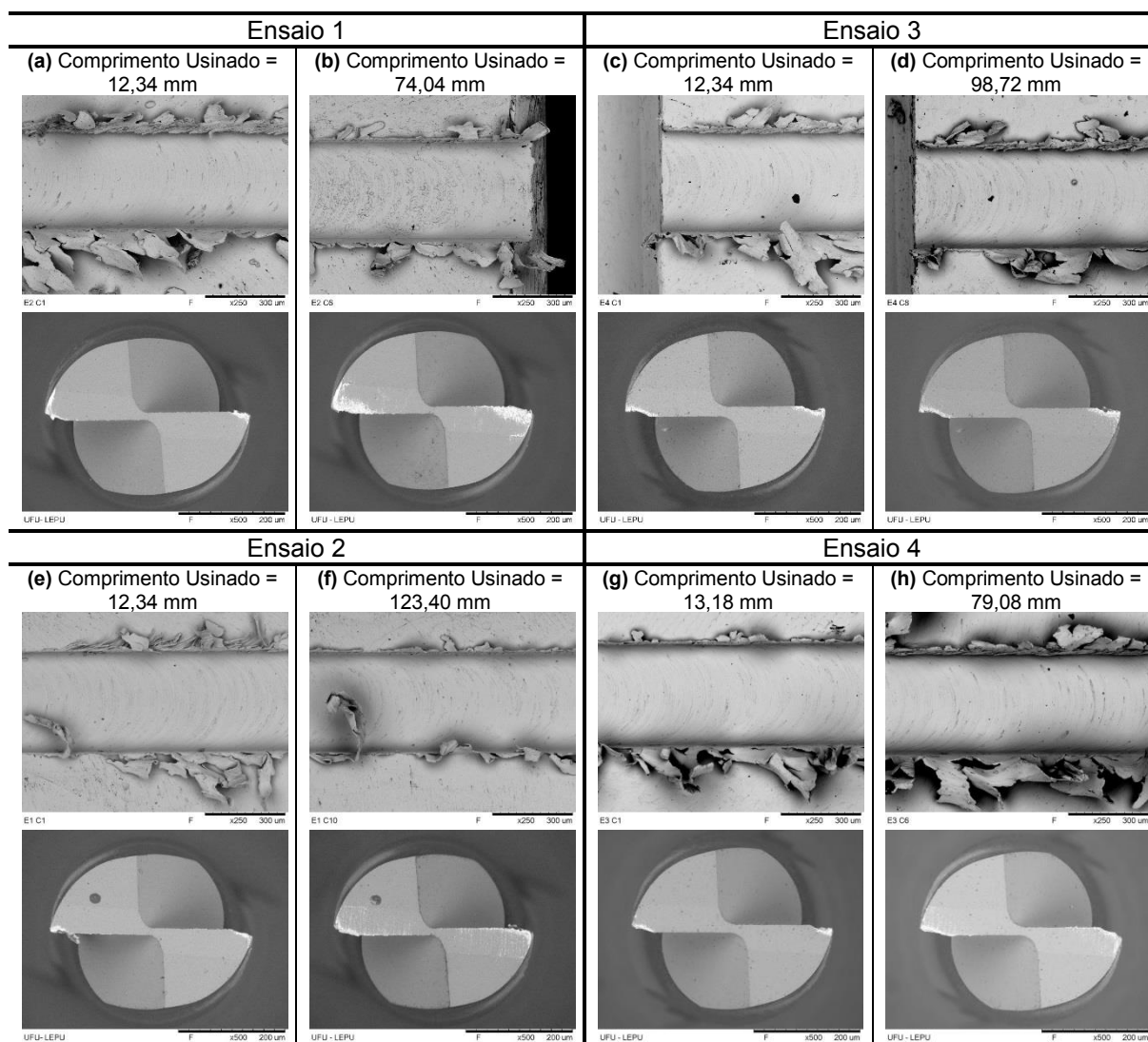


Figura 4.15 - Comparação das rebarbas formadas em cada condição de corte após a usinagem do primeiro microcanal (primeiro comprimento usinado) e após a usinagem do último microcanal com as respectivas imagens das microfresas utilizadas

#### 4.3. Resultados da Medição da Rugosidade

Os processos de microusinagem conferem à peça usinada elevada exatidão dimensional e acabamento superficial (CHENG; HUO, 2013). Sendo assim, nesta seção será analisada a qualidade superficial obtida no microfresamento do aço inoxidável austenítico 316L, observando a influência do comprimento de corte na qualidade superficial.

Na Figura 4.16 tem-se o gráfico do desvio aritmético médio Ra obtido ao utilizar as condições dos ensaios 1 e 2. Neste gráfico é apresentado o resultado da média de 3 medições para cada canal com o desvio padrão com intervalo de confiança de 68,27 %.

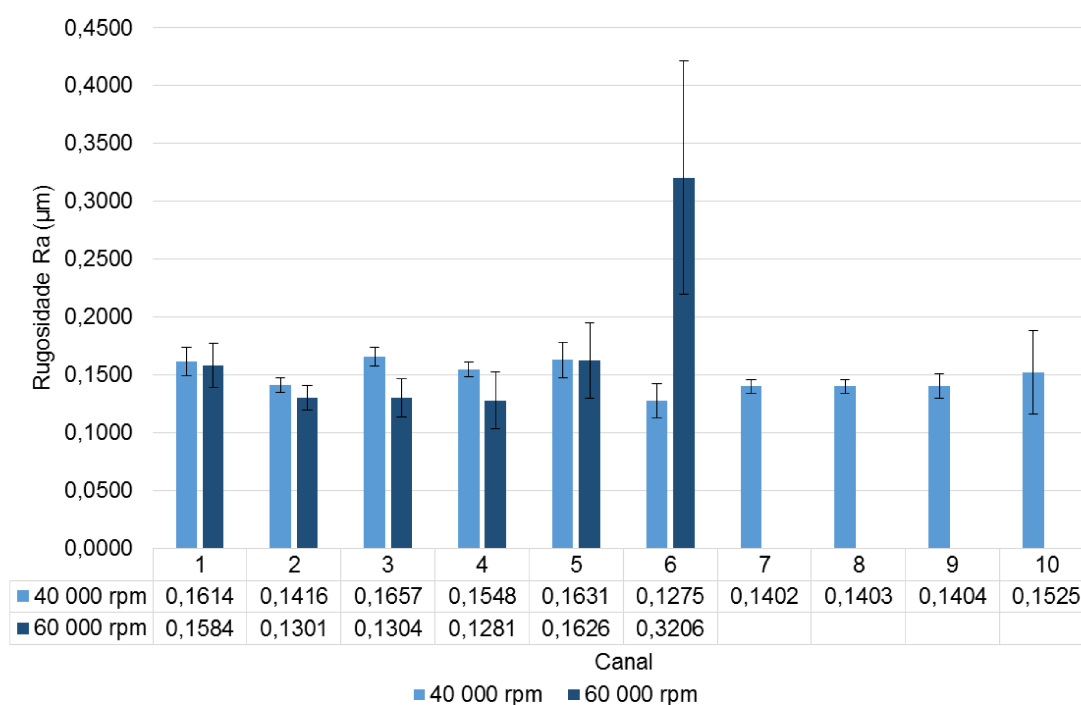


Figura 4.16 - Desvio aritmético médio Ra obtido para cada microcanal fabricado nos ensaios 1 e 2

Conforme pode-se observar no gráfico, para a maior velocidade de corte ( $n=60\,000$  rpm) tem-se uma tendência no aumento da rugosidade Ra, ao longo do comprimento usinado a partir do canal 4, assim, pode-se associar a tendência de aumento na rugosidade superficial com o desgaste da microfresa. Além disso, observa-se que houve um grande aumento na rugosidade do canal 5 para o canal 6. Sendo assim, foi estabelecido como critério de fim de vida das microfresas o desgaste associado a esse grande aumento na rugosidade, para todos os ensaios realizados.

Esse aumento ocorreu devido a presença de material aderido da peça na superfície usinada, conforme pode ser claramente observado na comparação das imagens das superfícies usinadas do primeiro, terceiro e sexto canal, Fig. 4.17.



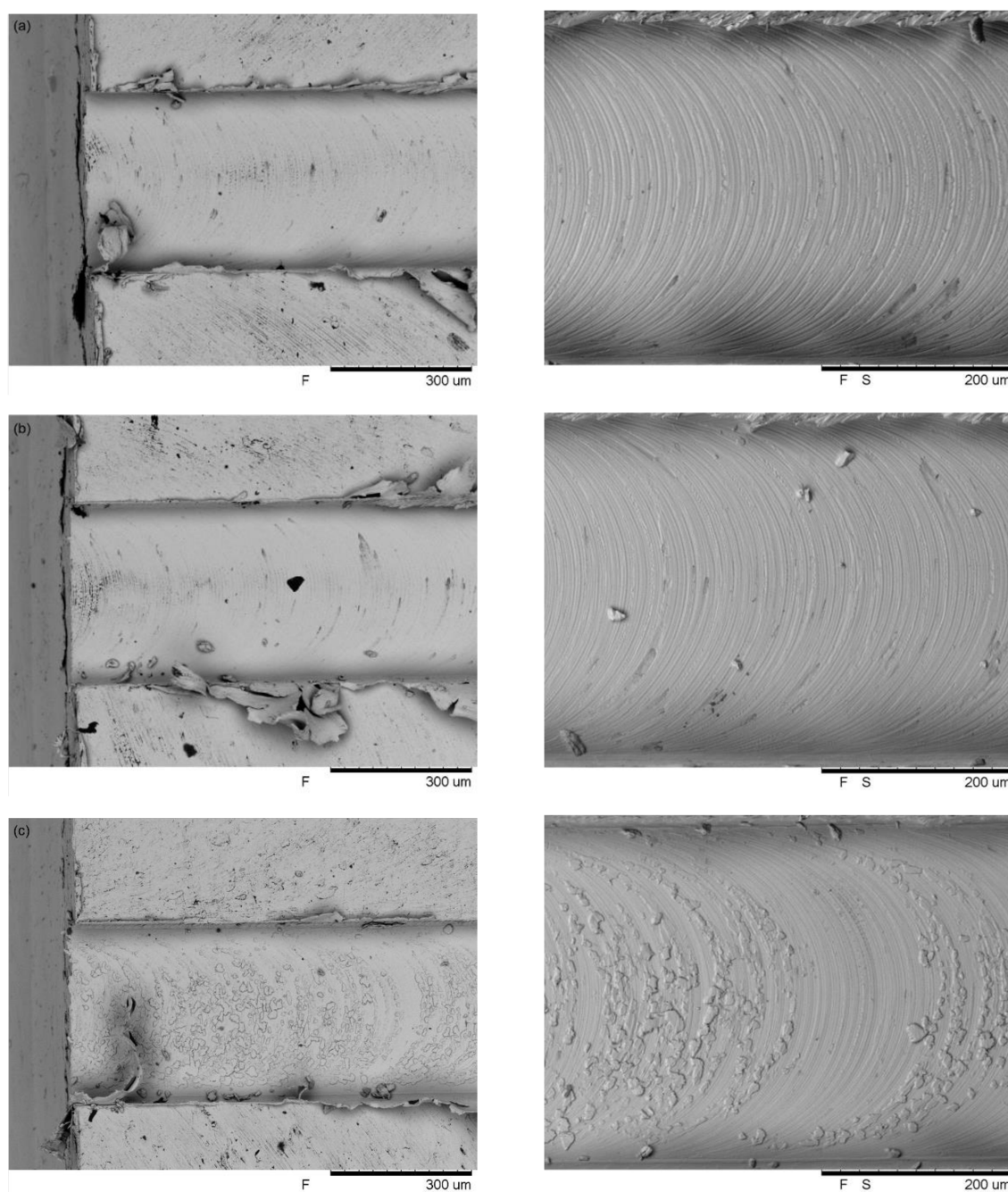


Figura 4.17 - Superfície usinada após a fabricação do (a) primeiro canal, (b) terceiro canal e (c) sexto canal obtidas no ensaio 1

Essa diferença também foi notada no perfil de rugosidade para o primeiro, terceiro e sexto canal, Fig. 4.18, onde pode-se observar a presença de grandes picos no perfil de rugosidade para o sexto canal, devido a presença de material da peça aderido na superfície usinada.

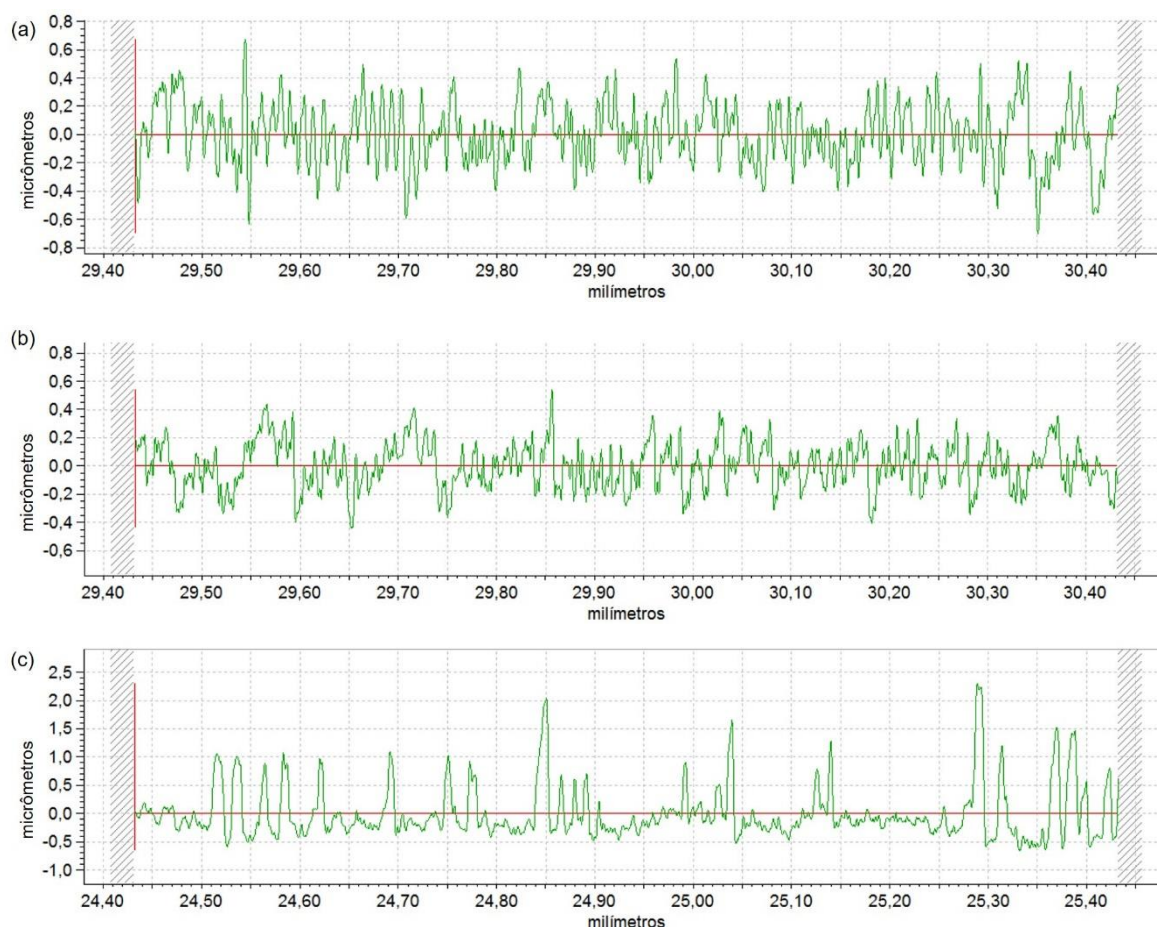


Figura 4.18 - Perfil de rugosidade do (a) primeiro canal, (b) terceiro canal e (c) sexto canal das superfícies obtidas no ensaio 1

Uma possível explicação para o aumento da rugosidade com a evolução do desgaste da microferramenta a partir do canal 4, está associado ao aumento do raio de aresta da ferramenta, que faz com que o fenômeno *ploughing* seja mais dominante, tendo como consequência uma quantidade de material aderido na superfície usinada, já que ocorrerá deformação elástica e plástica de uma porção do material sem o mesmo se separar da peça, enquanto outra está sendo cisalhada. A porção deformada plasticamente permanece na peça e adere à superfície usinada o que piora o acabamento (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009; CHENG; HUO, 2013). Isto acontece pelo desgaste da microfresa alterar a relação entre a espessura de corte e o raio de aresta da ferramenta, fazendo com que esta relação seja aproximadamente igual a espessura mínima de corte, o que causa a presença do fenômeno *ploughing*.

O *ploughing* deveria estar presente somente na região de entrada e saída da microferramenta, por o raio de ponta da microfresa ser menor que o avanço por dente utilizado, ou seja, na superfície usinada, após a fabricação do último canal, a presença de material aderido deveria estar localizada somente na região de entrada e saída da

microferramenta, conforme apresentado na Fig. 2.6. Porém, como pode-se observar na Fig. 4.17 (c), o material aderido está localizado durante todo o percurso da microferramenta. Este resultado é interessante e demonstra que o comportamento do fenômeno do *ploughing* não ocorreu de acordo com o esperado.

Com relação a influência da menor velocidade de corte ( $n=40\,000$  rpm) na rugosidade superficial obtida, não pode-se observar uma tendência estatisticamente significativa (Fig. 4.16). Em geral, os valores da rugosidade ao utilizar a menor velocidade de corte foram próximos dos obtidos até o quinto canal utilizando a maior velocidade de corte, conforme apresentado na Fig. 4.19.

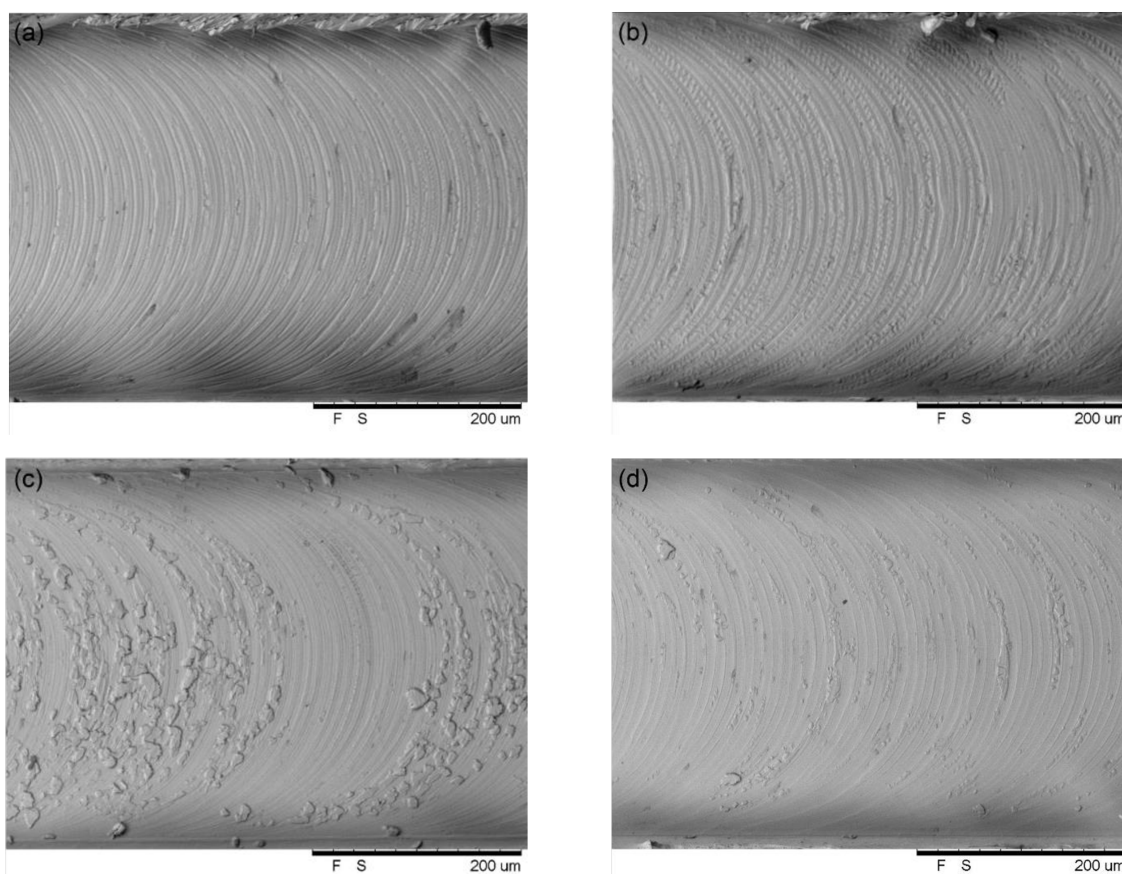


Figura 4.19 - Superfície usinada após a fabricação do (a) primeiro e do (c) último canal obtida pelo ensaio 1 e superfície usinada após a fabricação do (b) primeiro e do (d) último canal obtida pelo ensaio 2

É importante notar na Figura 4.19 que a superfície obtida no primeiro canal (letra b), assim como a obtida no décimo canal (letra d) utilizando a menor velocidade são semelhantes a do primeiro canal (letra a) utilizando a maior velocidade de corte, sendo que na superfície do décimo canal para a menor velocidade (letra d) é possível notar uma pequena quantidade



de material aderido da peça na superfície usinada, além disso é possível observar na superfície obtida com a menor velocidade, letra (b), que tem-se a presença de marcas sugerindo vibração, as quais estão ausentes na superfície obtida com a maior velocidade de corte, (letra a). É importante ressaltar que a quantidade de material aderido à superfície usinada é bem menor para a condição de menor velocidade de corte (d), ao contrário do observado na superfície obtida com a maior velocidade (c), sendo possível observar esse resultado no perfil de rugosidade obtido para essas duas condições.

Ao comparar o perfil de rugosidade obtido para a maior velocidade de corte após a usinagem do último canal (canal 6), Figura 4.20 (a), com o perfil de rugosidade da menor velocidade de corte após a usinagem do último canal (canal 10), Figura 4.20 (b), nota-se a presença de grandes picos no perfil da maior velocidade, o que evidencia a presença de grande quantidade de material aderido à superfície usinada. Assim, é possível explicar os menores valores de rugosidade obtidos para os 10 canais fabricados com a menor velocidade de corte pela menor presença de material aderido às superfícies usinadas nessa condição.

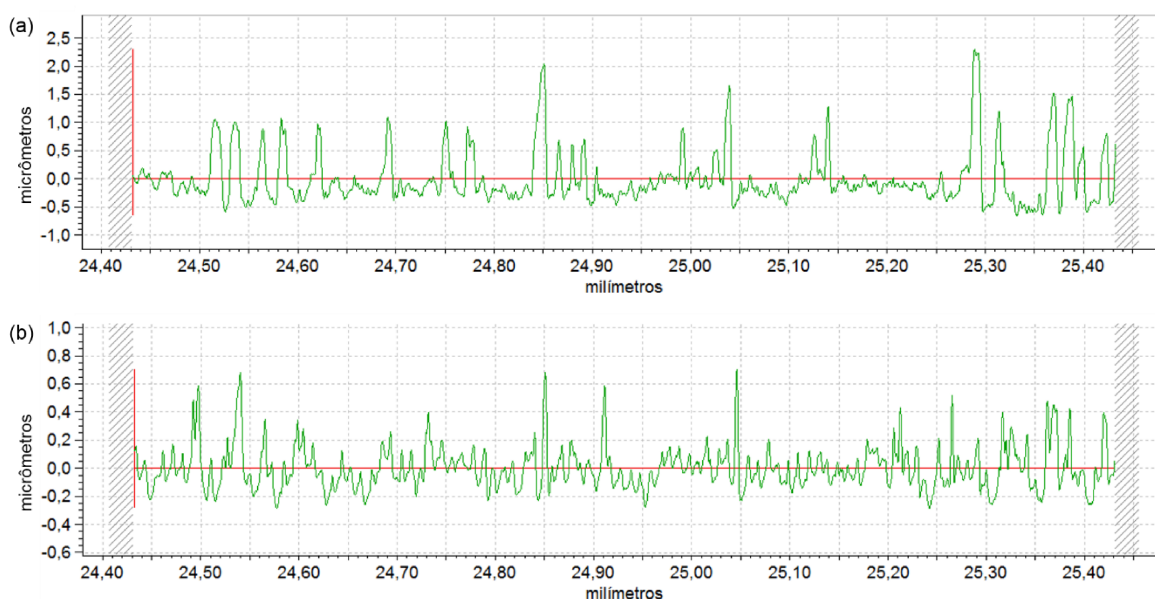


Figura 4.20 - Perfil de rugosidade obtido do último canal (a) utilizando o ensaio 1, e (b) utilizando o ensaio 2

Para verificar se os valores de  $R_a$  ocultaram diferenças apresentadas pelas superfícies usinadas, já que este parâmetro não define a forma de irregularidades dos perfis, foi medido e comparado os valores de  $R_q$ , o qual é mais sensível a variações da superfície usinada.

Na Figura 4.21 tem-se o gráfico com os valores de  $R_q$  obtidos ao utilizar as condições dos ensaios 1 e 2. Neste gráfico é apresentado o resultado da média de 3 medições para cada canal com o desvio padrão com intervalo de confiança de 68,27 %. Ao observar a figura

nota-se que o comportamento da rugosidade  $R_q$  é semelhante ao apresentado pela rugosidade  $R_a$  (Figura 4.16), o que comprova que não existem picos ou vales que se destacam no perfil de rugosidade das superfícies usinadas, conforme apresentado na Fig.4.20.

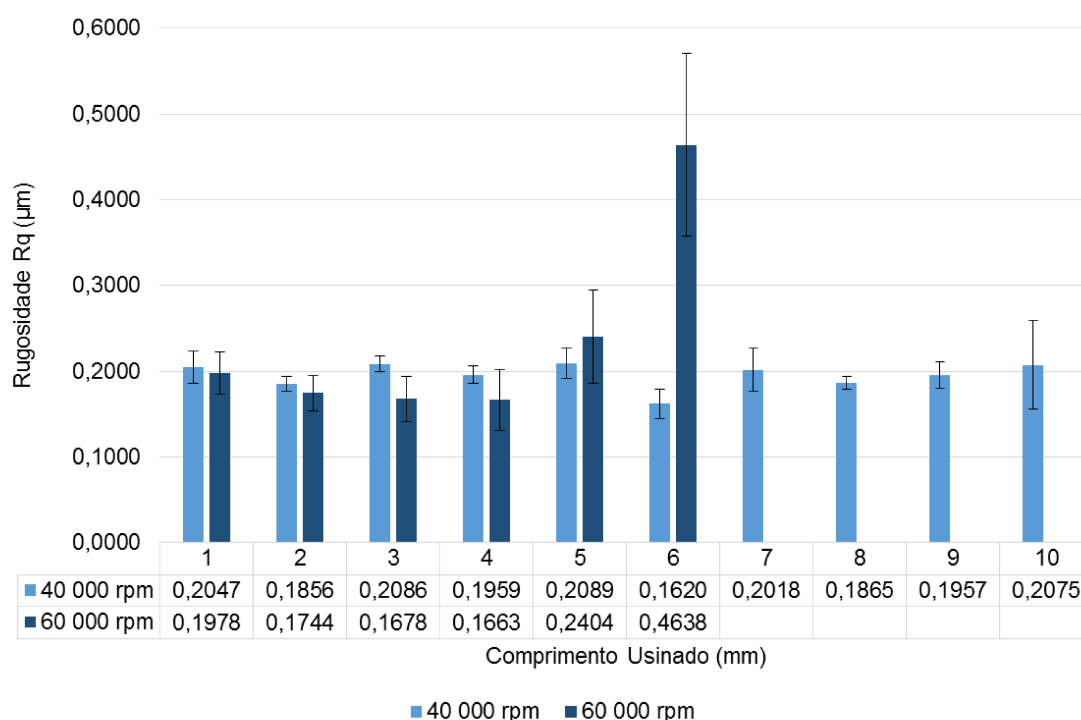


Figura 4.21 – Desvio médio aritmético ( $R_q$ ) para cada microcanal fabricado nos ensaios 1 e 2

Nesta segunda etapa da análise da qualidade superficial serão analisadas as rugosidades obtidas nos ensaios 3 e 4. Os resultados obtidos para o desvio aritmético médio  $R_a$  estão na Fig. 4.22. Conforme apresentado no gráfico, os valores da rugosidade possuem uma tendência de serem maiores para a maior velocidade de corte, sendo que estes apresentam uma tendência de diminuírem a cada canal fabricado (ao longo do comprimento usinado) para essa condição de maior velocidade, sendo este resultado contrário ao observado para as microfresas de maior comprimento de corte submetidas a mesma velocidade de corte. Uma possível explicação para a diminuição da rugosidade ao longo do comprimento usinado está associada ao fato de não existir material aderido da peça à superfície usinada, Figura 4.23, o que sugere que para essa condição não houve modificação da relação entre a espessura de corte e o raio de aresta da microfresa ao ponto de que essa relação apresentasse valores próximos da espessura de corte mínima, portanto, nessa condição o efeito *ploughing* não foi dominante. É importante destacar que houve variação no raio de aresta da microfresa, uma vez que a ferramenta foi se desgastando ao longo do

comprimento usinado, conforme apresentado e discutido na Seção 4.1, porém essa modificação não alterou a relação com a espessura de corte, e o corte ocorreu de maneira adequada com a ausência do *ploughing*.

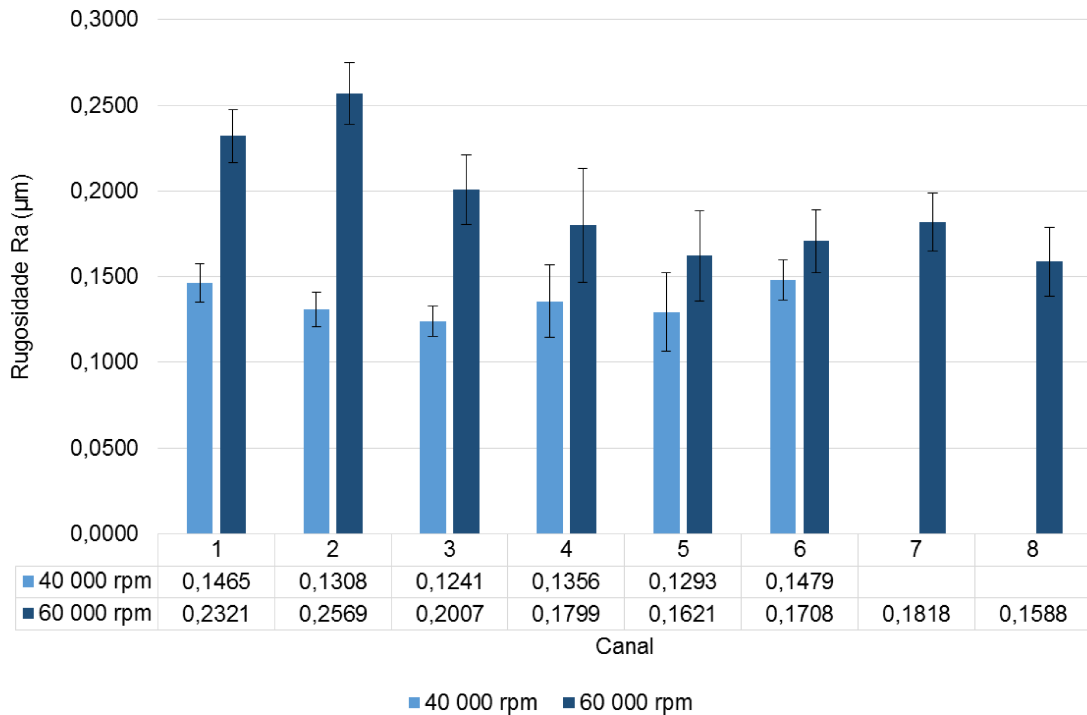


Figura 4.22 – Desvio aritmético médio Ra para cada microcanal fabricado nos ensaios 3 e 4

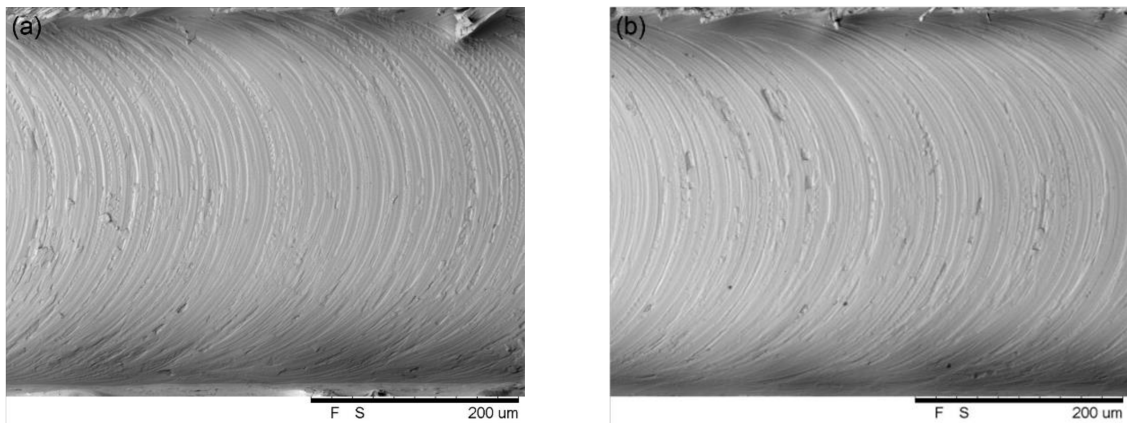


Figura 4.23 - Superfície usinada após a fabricação do (a) primeiro canal utilizando a velocidade de corte de 75,4 m/min, (b) último canal (canal 8) utilizando a velocidade de corte de 75,4 m/min

Com relação a menor velocidade de corte utilizada é possível notar que nessa condição os valores da rugosidade Ra apresentaram uma tendência de serem menores do

que os obtidos com a maior velocidade de corte, entretanto estes resultados não apresentaram nenhuma tendência estatisticamente significativa. Ao comparar o perfil de rugosidade obtido após a usinagem do último canal para a menor velocidade de corte (ensaio 4), Figura 4.24 (a), e para a maior velocidade de corte (ensaio 3), Figura 4.24 (b), é possível perceber que eles são diferentes, sendo que no perfil obtido com a maior velocidade tem-se vales com maiores profundidades e picos mais elevados, ao contrário do perfil obtido com a menor velocidade, onde os vales são menos profundos e os picos são mais baixos. Isso sugere que as marcas de avanço para o ensaio 3 foram mais profundas, e que a rugosidade obtida ( $R_a$ ) para o ensaio 4 foi menor devido à presença de picos menores, por nessa condição a recuperação do material da peça ter sido menor.

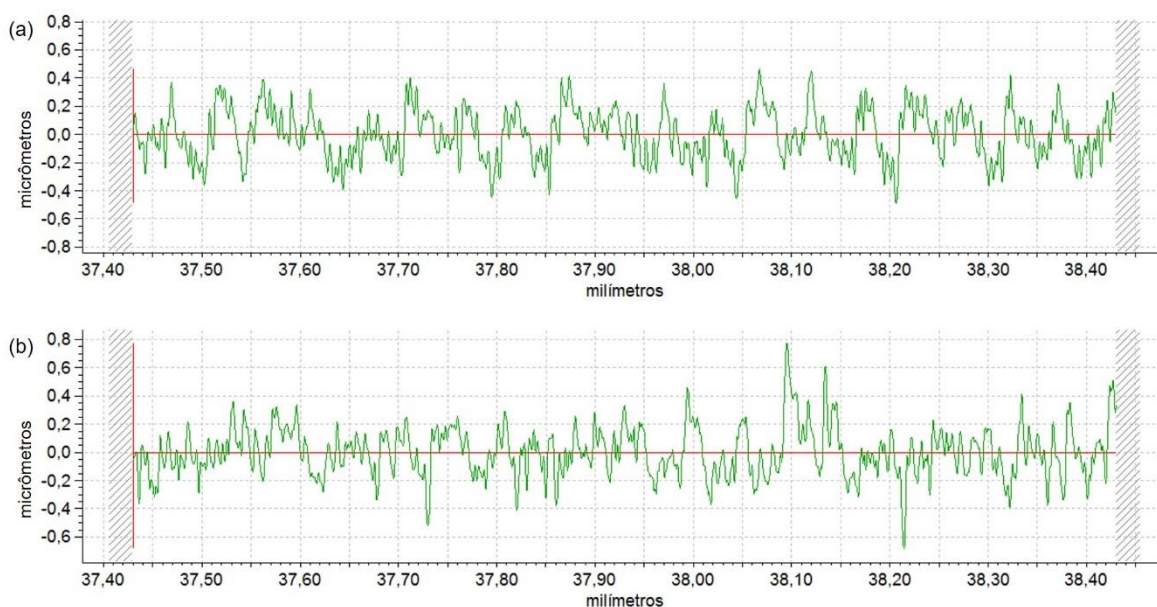


Figura 4.24 - Perfil de rugosidade obtido do último canal (a) utilizando as condições do ensaio 4 e (b) do ensaio 3

O parâmetro  $R_q$  também foi analisado para as microfresas de comprimento de corte menor (ensaios 3 e 4). Na Figura 4.25 tem-se os valores encontrados para o  $R_q$  a cada canal com o desvio padrão com intervalo de confiança de 68,27 %. Conforme pode-se observar o gráfico obtido para os valores de  $R_q$  possui comportamento semelhante ao apresentado pelo gráfico do desvio aritmético médio  $R_a$ , portanto, isso sugere que não existe picos ou vales nas superfícies usinadas que se destacam.

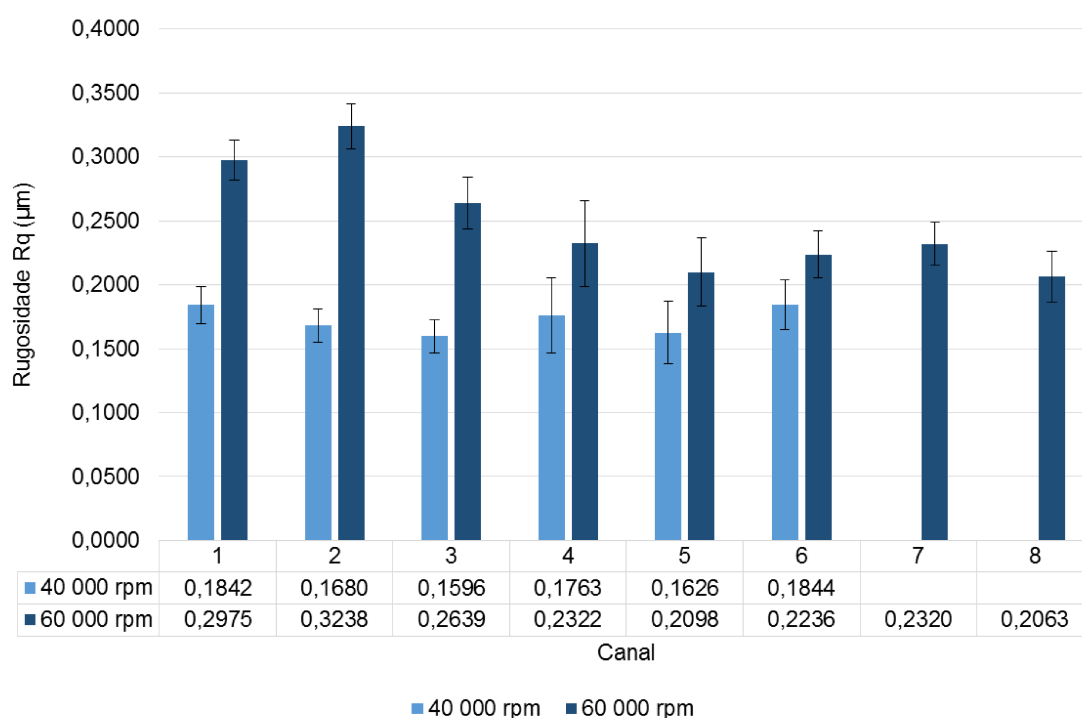


Figura 4.25 Desvio médio quadrático Rq para cada microcanal fabricado nos ensaios 3 e 4

Ao observar os valores de Ra obtidos (Figura 4.16 e Figura 4.22), tem-se que os valores da rugosidade variaram de 0,1241  $\mu\text{m}$  a 0,3206  $\mu\text{m}$ . Estes valores estão dentro da faixa de rugosidade determinada por Diniz, Marcondes e Copinni (2006) para os processos de retificação, a qual varia de 0,2  $\mu\text{m}$  a 1,6  $\mu\text{m}$ . Isto mostra que ao utilizar o microfresamento o acabamento superficial da peça pode ser melhor do que os gerados pelo processo de retificação, que é um processo de acabamento.

Proseguindo com as análises, foram comparadas as médias dos valores de Ra e Rz para cada ensaio realizado, conforme Fig. 4.26, na qual o desvio padrão foi determinado para um intervalo de confiança de 68,27 %. Ao observar o gráfico percebe-se que tem uma tendência dos valores dos parâmetros analisados aumentarem para a condição de maior velocidade de corte, independente do comprimento de corte da microfresa. Além disso, é perceptível que para a microfresa com o menor comprimento de corte os valores dos parâmetros obtidos tendem a aumentar mais para a maior velocidade de corte, em comparação com os valores dos parâmetros obtidos utilizando a microfresa de maior comprimento de corte.

Para verificar a influência da velocidade de corte ( $v_c$ ) e do comprimento de corte ( $cc$ ) na rugosidade foi realizada uma Análise de Variância (ANOVA) a um nível de significância de 5 % somente para os valores obtidos de Ra, já que Rq possui o mesmo comportamento que o Ra. Portanto, nessa análise a variável de saída é Ra e os parâmetros variáveis (fatores) são

a velocidade de corte e o comprimento de corte, os quais são constituídos por dois níveis. Para isso foi utilizado o *software* Matlab. As hipóteses testadas para cada parâmetro foram:

- $H_0$  (Hipótese Nula): a rugosidade não varia com o parâmetro;
- $H_1$  (Hipótese Alternativa): a rugosidade varia com o parâmetro.

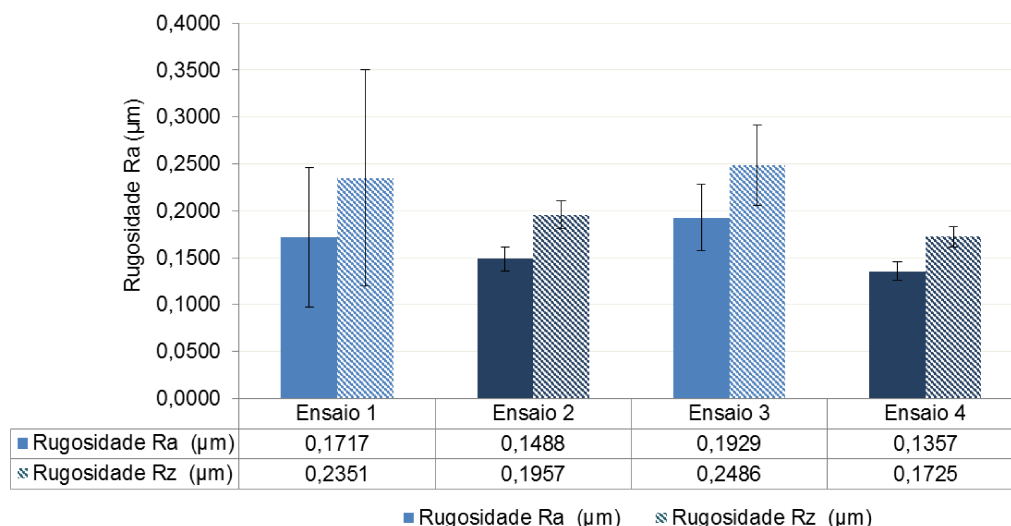


Figura 4.26 - Média dos parâmetros de rugosidade Ra e Rq para as condições de corte utilizadas

Na Tabela 4.2 tem-se o resultado obtido da ANOVA, onde na primeira coluna tem-se a fonte de variação, na segunda coluna apresenta o grau de liberdade (GL) que está relacionado com o número de níveis de cada fator, na terceira coluna tem-se a soma dos quadrados (SQ), a qual é seguida pelos quadrados médios (QM). O Fator F é dado pela divisão entre os quadrados médios de cada parâmetro pelo quadrado médio do erro.

Ao comparar os valores do Fator F da tabela com o valor do  $F_{\text{crítico}}$  dado pelo grau de liberdade (GL) dos parâmetros analisados (1) e dos erros (26) a um nível de significância de 5 %, portanto,  $F_{\text{crítico}}=4,2252$ , tem-se que:

- Para o comprimento de corte como que o Fator F é menor que  $F_{\text{crítico}}$  ( $0,08 < 4,2252$ ), o comprimento de corte não irá influenciar no valor da rugosidade, ou seja, a hipótese nula não foi rejeitada a um nível de significância de 5 %.
- Para a velocidade de corte, o Fator F é maior que  $F_{\text{crítico}}$  ( $7,82 > 4,2252$ ), portanto, a velocidade de corte irá influenciar no valor da rugosidade, ou seja, a hipótese nula foi rejeitada a um nível de significância de 5 %.
- A interação entre os dois fatores não irá influenciar na rugosidade, pois o Fator F para a interação é menor que o  $F_{\text{crítico}}$  ( $1,43 < 4,2252$ ), ou seja, a hipótese nula não foi rejeitada a um nível de significância de 5 %.

Tabela 4.2 - Análise de Variância de Ra para os parâmetros variáveis

Fonte	GL	SQ	QM	Fator F	Pr >F
<b>cc</b>	1	0,00012	0,00012	0,08	0,7787
<b>v<sub>c</sub></b>	1	0,0115	0,0115	7,82	0,0096
<b>cc*v<sub>c</sub></b>	1	0,0021	0,0021	1,43	0,243
<b>Erros</b>	26	0,03824	0,00147		
<b>Total</b>	29	0,05233			

Para a aplicação da ANOVA alguns pressupostos devem ser seguidos, os quais são: as amostras devem ser aleatórias e independentes, os grupos têm distribuição normal e são homocedásticos (MONTGOMERY et al., 2006). Para verificação destes pressupostos foram realizados o teste de normalidade Kolmogorov-Smirnov e o teste de homocedasticidade de Bartlett, utilizando o *software* Matlab a um nível de significância de 5 %. Ambos os testes não rejeitaram a hipótese nula, portanto, a rugosidade segue a distribuição normal e as variâncias das amostras são iguais. Sendo assim, pode-se analisar os dados com confiabilidade por meio da Análise de Variância.

A partir dos resultados obtidos pela ANOVA fica claro que as respostas médias dos níveis da velocidade de corte ( $v_{cA}=75,4$  m/min e  $v_{cM}=50,3$  m/min) são significativamente diferentes nos valores da rugosidade Ra obtidas no microfresamento do aço inoxidável 316L. Ao aplicar um teste de comparação múltipla, função *multcompare* do Matlab, Figura 4.27, tem-se que as médias da rugosidade para cada velocidade de corte utilizada (representadas pelo círculo) são diferentes, já que os seus intervalos (representados pela linha) estão separados, sendo que os maiores valores da rugosidade foram obtidos para a maior velocidade de corte, o que confirma a tendência observada no gráfico da Figura 4.26.



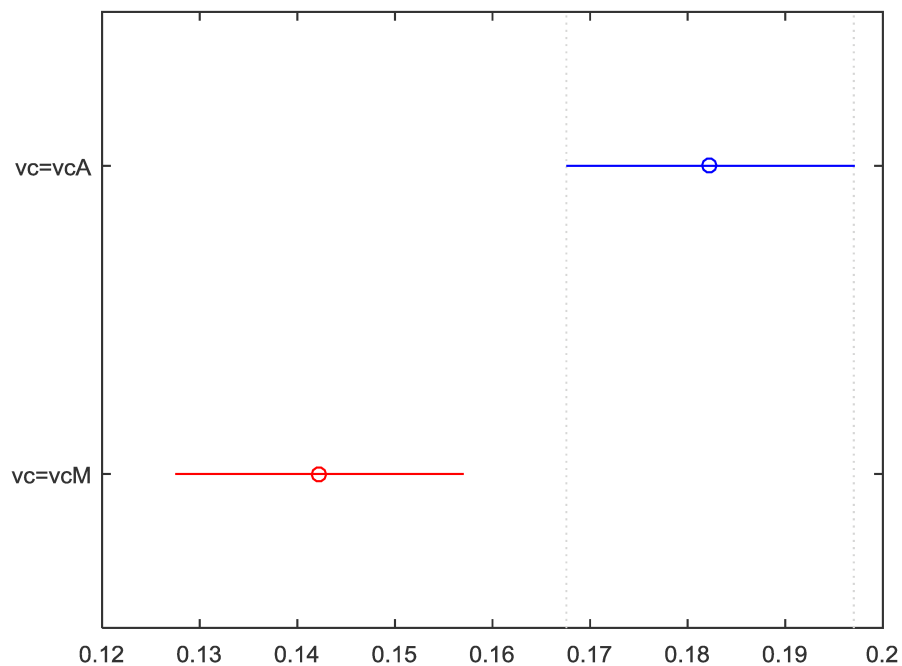


Figura 4.27 - Diferenças entre os níveis da velocidade de corte

#### 4.4. Deflexão das Microfresas

A deflexão radial das microfresas utilizadas neste trabalho foram modeladas analiticamente pelas equações de viga em balanço de Euler Bernoulli. A microfresa teve a sua geometria aproximada a de uma viga de seção transversal cilíndrica constituída por três seções, conforme Figura 4.28.

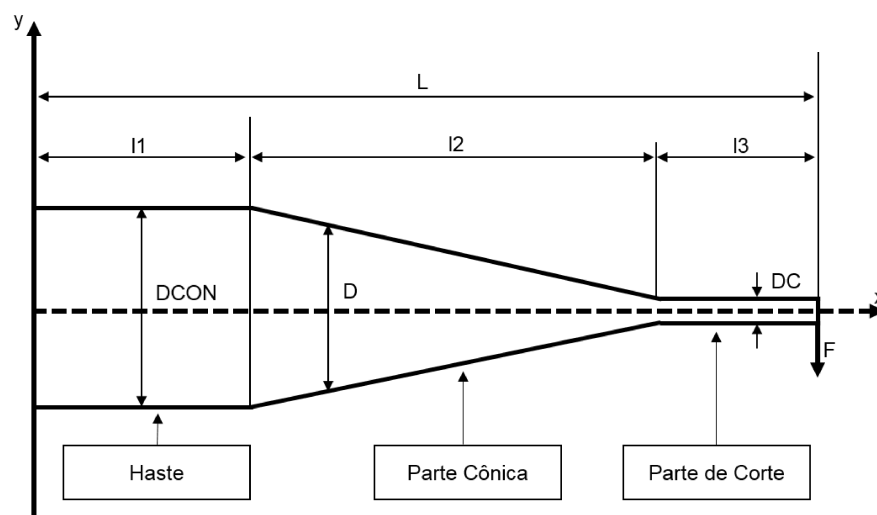


Figura 4.28 - Geometria das microfresas



Neste trabalho foram utilizadas microfresas com dois comprimentos de corte distintos, de 800 µm e 600 µm. Na Tabela 4.3 tem-se os valores dos parâmetros geométricos para cada uma das microfresas usadas nos ensaios, os quais foram utilizados para a modelagem das suas deflexões considerando um comprimento total em balaço (l) igual a 20 mm.

Tabela 4.3 - Parâmetros geométricos das microferramentas

<b>Parâmetros Geométricos</b>	<b>Microfresa 1</b>	<b>Microfresa 2</b>
Comprimento de corte (l3)	0,6 mm	0,8 mm
Comprimento da Parte Cônica (l2)	6,914 mm	7,0 mm
Comprimento Total Em Balaço (L)	20 mm	20 mm
Diâmetro de corte (DC)	0,4 mm	0,4 mm
Diâmetro da Haste (DCON)	4 mm	4 mm

A deflexão radial nas microfresas é causada pela ação da força de corte no plano de trabalho, o valor desta força utilizada no modelo foi de 0,2 N (F), o qual foi obtido na literatura para a usinagem de material com propriedades semelhante as do aço inoxidável austenítico 316L (MIJUŠKOVIĆ; KRAJNIK; KOPAČ, 2015).

De acordo com o modelo de Euler Bernoulli a deflexão é determinada pela equação diferencial (equação 4.2), onde y corresponde ao deslocamento no ponto x, portanto é a deflexão da ferramenta, M é o momento fletor em torno do eixo z, E é o módulo de elasticidade e I corresponde ao segundo momento de área da seção (HIBBELER, 2010):

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{M}{EI} \quad (4.2)$$

O módulo de elasticidade (E) para o metal duro, que é o material das microfresas, possui valor igual a 560 MPa (LI et al., 2011). O momento de inércia corresponde ao do círculo (equação 4.3), enquanto que o momento M obtido para a condição de equilíbrio da microfresa corresponde a equação 4.4.

$$I = \frac{\pi d(x)^4}{64} \quad (4.3)$$

$$M = -F (L - x) \quad (4.4)$$

Pelas equações apresentadas observa-se que a determinação da deflexão das microferramentas depende do diâmetro de cada seção das mesmas, o qual é variável. Os

diâmetros da haste e da parte de corte são constantes e conhecidos (Tabela 4.3), sendo o da haste dez vezes maior que o da parte de corte. A partir destes dois diâmetros determina-se o diâmetro da parte cônica (D) (equação 4.5):

$$D = DCON + \frac{DC-DCON}{l_2} (x - l_1) \quad (4.5)$$

Substituindo as equações 4.3, 4.4 e 4.5 na equação 4.2 e realizando a integração dupla obtém-se a deflexão para cada parte das microfresas. A partir destas integrações foram obtidas quatro constantes que tiveram os seus valores definidos pela aplicação de duas condições de contorno, sendo que a primeira condição considera que as microferramentas são fixadas em um porta-ferramentas que mantém a sua extremidade fixa, enquanto que a segunda condição define que os valores das inclinações e deflexões entre as partes das microfresas são iguais.

Os valores da deflexão obtidos para as microfresas com comprimento de corte menor (microfresa 1) e maior (microfresa 2) estão apresentados na Fig. 4.29. Os três pontos identificados nas curvas da deflexão correspondem aos valores obtidos para cada parte das microfresas (haste, parte cônica e parte de corte).

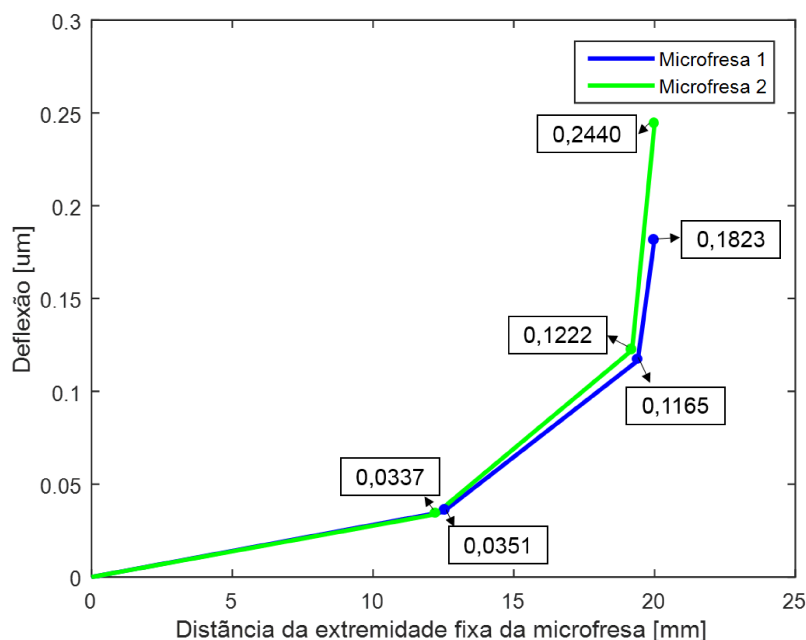


Figura 4.29 - Deflexões calculadas para as duas microfresas utilizadas nos ensaios

A deflexão obtida na ponta da microfresa (deflexão total) pode ser decomposta em contribuições das partes da ferramenta. Ao analisar a Figura 4.29 para a microfresa 1, tem-se que a deflexão no fim da haste, de  $0,0351 \mu\text{m}$ , correspondeu a 12,3 % da deflexão total, enquanto que as deflexões da parte cônica de  $0,0814 \mu\text{m}$  e da parte de corte de  $0,0658 \mu\text{m}$  correspondem a 44,7 % e 36,1 % da deflexão total, respectivamente. Para a microfresa 2 as deflexões na haste, na parte cônica e na de corte foram iguais a  $0,0337 \mu\text{m}$ ,  $0,0885 \mu\text{m}$  e  $0,1218 \mu\text{m}$ , que correspondem a 13,8 %, 36,3 % e 49,9 % da deflexão total, respectivamente. Estes resultados mostram que a haste foi a parte mais rígida das microferramentas, pois foi a que menos contribui para a deflexão total. Já para as microfresas com pequeno comprimento de corte a parte cônica foi a principal contribuinte para a deflexão da ferramenta, enquanto que para a microfresa de maior comprimento a parte de corte foi a responsável por diminuir a rigidez da microferramenta o que explica o elevado valor da deflexão total da microfresa 2 em comparação com o obtido para a microfresa 1. Estes resultados foram semelhantes aos encontrados por Li et al. (2011) ao modelarem a deflexão de uma microfresa de metal duro com diâmetro de corte igual a 0,5 mm utilizadas no microfresamento de aços endurecidos.

É importante ressaltar que o modelo obtido foi validado antes de ser utilizado para a obtenção dos resultados apresentados acima. A validação foi realizada aplicando dados de artigos que também realizaram este tipo de análise e os resultados obtidos com este modelo foram semelhantes aos apresentados pelo estudo.

Além disso, foi realizada a validação por meio da modelagem por elementos finitos utilizando o *software* ANSYS v. 15. Os valores obtidos das deflexões pelo modelo de elementos finitos foram semelhantes aos encontrados pelo modelo de Euler Bernoulli proposto neste trabalho. Na Figura 4.30 tem-se uma ilustração da deflexão da microfresa de maior comprimento de corte obtida pelo método de elementos finitos. Conforme pode-se observar, a maior deflexão ocorre na parte de corte da microfresa sendo o maior deslocamento localizado na ponta da ferramenta.

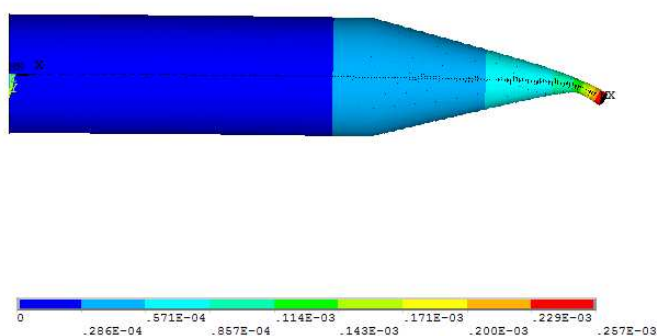


Figura 4.30 - Deflexão da microfresa de maior comprimento de corte

A aplicação de modelos para determinar a deflexão das microferramentas é de grande importância para os processos de microusinagem, pois a partir desta análise é possível identificar as condições de corte a serem usadas nas quais a deflexão será mínima, portanto a vida da microferramenta será maior, além de não influenciar no processo de corte, uma vez que a presença de deflexão modifica a trajetória das arestas de corte e a espessura de corte, possuindo influência direta no efeito escala (MOGES; DESAI; RAO, 2018).

#### **4.5. Análise dos Sinais de Vibração da Peça e do Ruído do Processo**

Nesta seção serão apresentados os resultados da aquisição dos sinais de vibração e dos sinais do som, assim como será realizada a análise dos possíveis parâmetros indicativos do desgaste das microferramentas para cada condição de corte utilizada.

Na Figura 4.31 tem-se os sinais no domínio do tempo adquiridos no ensaio 1, para as microfresas em boas condições de corte (cor azul) (a) e para as desgastadas (cor vermelha) (b), para os sinais da vibração, enquanto que nas letras (c) e (d) tem-se os sinais do som obtidos para essa mesma condição para a microfresa nova e desgastada, respectivamente. Conforme pode-se observar nestes gráficos, há duas regiões ao longo dos sinais que a amplitude dos mesmos reduz bastante. Estas regiões correspondem ao momento que a microfresa, ao estar usinando o microcanal, passa pelos dois canais na direção transversal da peça, ou seja, nesta região não ocorre usinagem, assim estes resultados mostram que por meio dos sinais é possível identificar o momento que se inicia a usinagem. Além disso, é possível notar que os níveis das amplitudes dos sinais adquiridos correspondentes à microfresa nova e desgastada não se diferenciam. Também foram analisados os sinais no domínio da frequência, sendo neste domínio possível identificar diferenças entre os sinais para diferenciar a condição da microferramenta. Este resultado foi semelhante ao encontrado por Hsieh, Lu e Chiou (2012), que analisaram os sinais no domínio da frequência para monitorar a condição da microfresa no microfresamento do aço SK2.

É importante ressaltar que este comportamento dos sinais no domínio do tempo se repetiu para todos os sinais adquiridos nas condições de corte utilizadas, sendo assim todas as análises foram realizadas no domínio da frequência. Para isso, foi utilizado o estimador de Welch para a determinação da Densidade Espectral de Potência (PSD) de cada sinal.

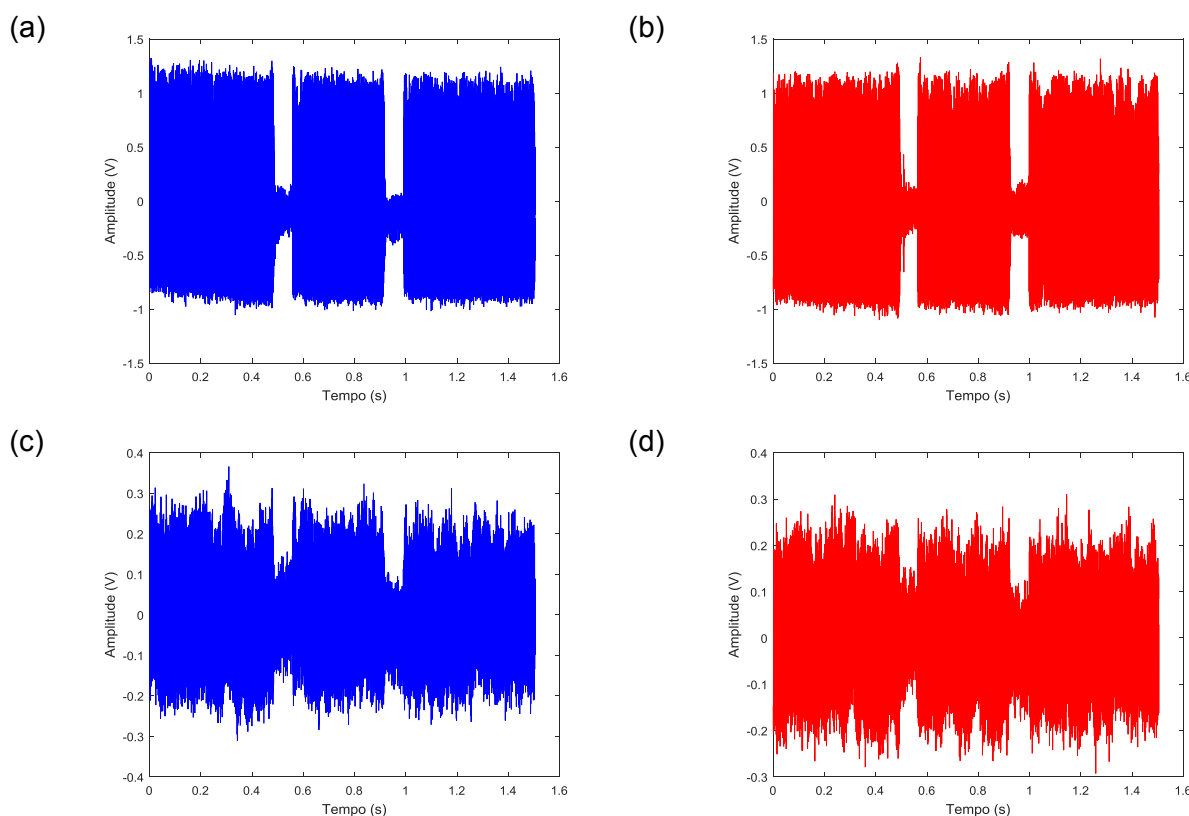


Figura 4.31 - Sinais no domínio do tempo para a microfresa (a) nova e (b) desgastada para os sinais da aceleração, e sinais para a microfresa (c) nova e (d) desgastada para os sinais do som

Por meio da análise no domínio da frequência foram determinadas bandas de frequências nas quais a amplitude do sinal da microfresa desgastada foi maior que a amplitude do sinal da microfresa nova para cada condição de corte utilizada.

Na Figura 4.32 tem-se o espectro da frequência dos sinais de vibração (a) e sonoros (b) para a microferramenta em boas condições de corte (cor azul) e para a desgastada (cor vermelha) obtidas no ensaio 1. Com base nestes espectros foi possível identificar as bandas de frequências nas quais a amplitude dos sinais correspondentes a microfresa desgastada aumentaram com a evolução do desgaste da microferramenta. Além disso, pode-se observar nestes espectros que as regiões nas quais a amplitude do sinal da microfresa desgastada é maior que a amplitude do sinal da microfresa nova, correspondem a pontos de frequências específicos, portanto, as bandas de frequência definida correspondem a uma pequena faixa de variação da frequência.

As bandas definidas para os sinais de vibração foram:

Banda 1 – 3800 Hz a 4000 Hz

Banda 2 – 5500 Hz a 6000 Hz

Banda 3 – 7600 Hz a 8000 Hz

Enquanto que as definidas para os sinais sonoros foram:

Banda 1 – 3800 Hz a 4000 Hz

Banda 2 – 5500 Hz a 6000 Hz

Banda 3 – 7600 Hz a 8000 Hz

Banda 4 – 14 100 Hz a 15 000 Hz

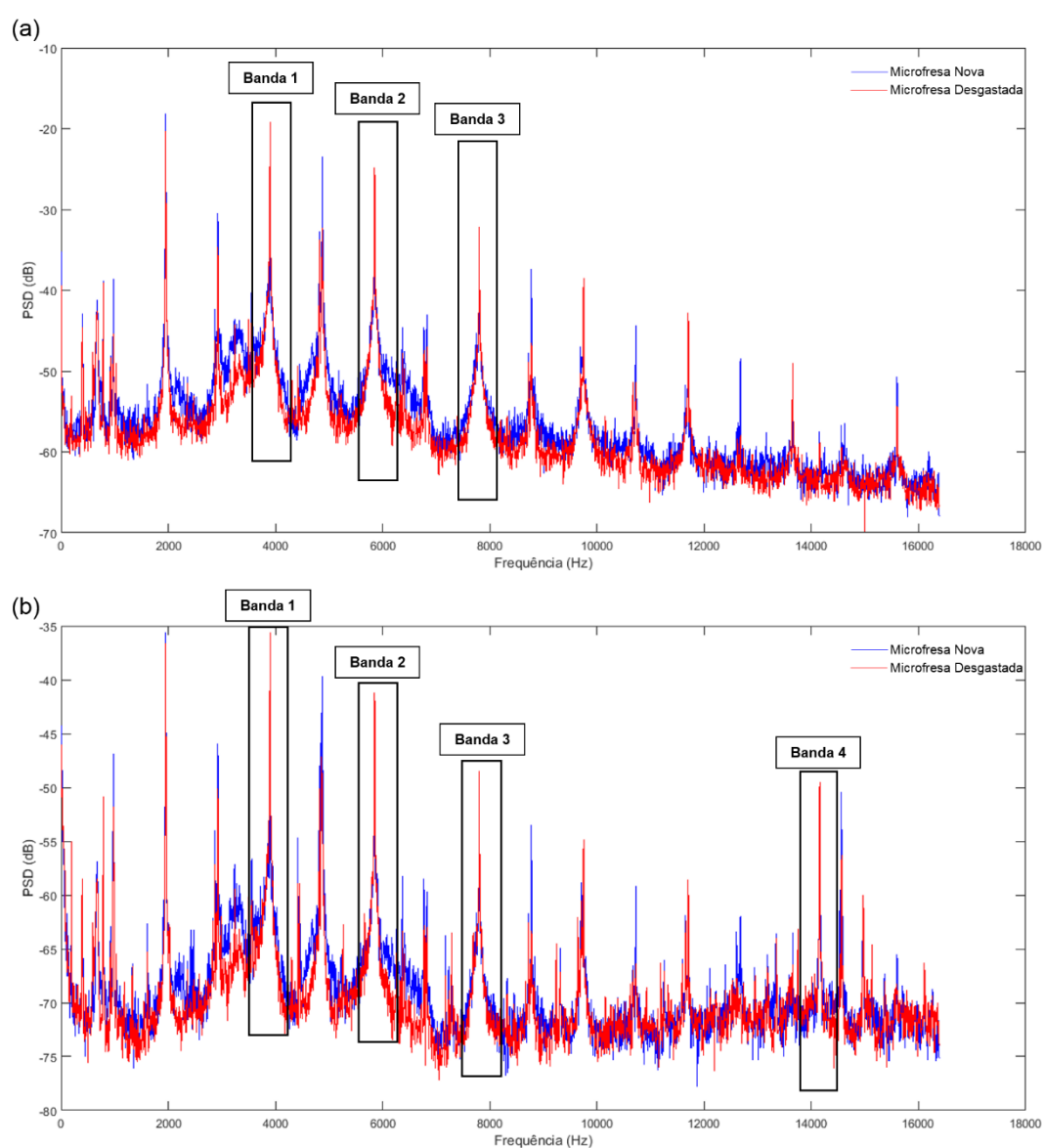


Figura 4.32 - Espectro de Frequência (a) da vibração e (b) dos sinais do som para as condições do ensaio 1

Esta mesma análise foi realizada para as outras condições de corte utilizadas, a fim de determinar as bandas de frequências nas quais existissem diferenças entre os níveis de energia dos sinais correspondentes a microfresa nova e desgastada, sendo os referentes a condição de desgaste os que possuem maiores amplitudes. Os espectros das outras condições de corte estão apresentados no Anexo. Na Tabela 4.4 tem-se as bandas de frequências determinadas para cada condição de corte utilizada.

Tabela 4.4 - Bandas de frequências determinadas para cada condição de corte

Ensaio 2		
Bandas de Frequências		Sinais
Banda 1	2600 Hz a 3000 Hz	Sinais de Vibração
Banda 2	3800 Hz a 4000 Hz	
Banda 3	6500 Hz a 7000 Hz	
Banda 4	> 2600 Hz	
Banda 1	3800 Hz a 4000 Hz	Sinais do Som
Banda 2	5800 Hz a 6000 Hz	
Banda 3	7800 Hz a 8000 Hz	
Banda 4	> 2600 Hz	
Ensaio 3		
Bandas de Frequências		Sinais
Banda 1	5500 Hz a 6000 Hz	Sinais de Vibração e do Som
Banda 2	7600 Hz a 8000 Hz	
Banda 3	9600 Hz a 10 000 Hz	
Ensaio 4		
Bandas de Frequências		Sinais
Banda 1	1500 Hz a 2000 Hz	Sinais de Vibração
Banda 2	2600 Hz a 3000 Hz	
Banda 3	4500 Hz a 5000 Hz	
Banda 4	7200 Hz a 8000 Hz	
Banda 1	1500 Hz a 2000 Hz	Sinais do Som
Banda 2	2600 Hz a 3000 Hz	
Banda 3	4500 Hz a 5000 Hz	

A partir das bandas determinadas foram extraídos para cada uma os parâmetros estatísticos, conforme descrito no Capítulo III. Finalmente foi verificado a sensibilidade de

cada um dos parâmetros com a identificação da condição de desgaste da microferramenta. Para isso utilizou-se o gráfico *boxplot*. Para os parâmetros analisados possuírem sensibilidade é necessário que as caixas e medianas referentes a condição nova da microferramenta estejam abaixo das caixas e medianas associadas a condição desgastada da microferramenta, já que os níveis de energia para os sinais de uma ferramenta desgastada são maiores do que os associados a ferramenta nova (LU; WAN, 2013).

Nas Figuras 4.33 e 4.34 tem-se apresentado os parâmetros que foram sensíveis a identificação da condição da microferramenta para a condição do ensaio 1 em cada banda de frequência avaliada, para os sinais de vibração e do som, respectivamente.

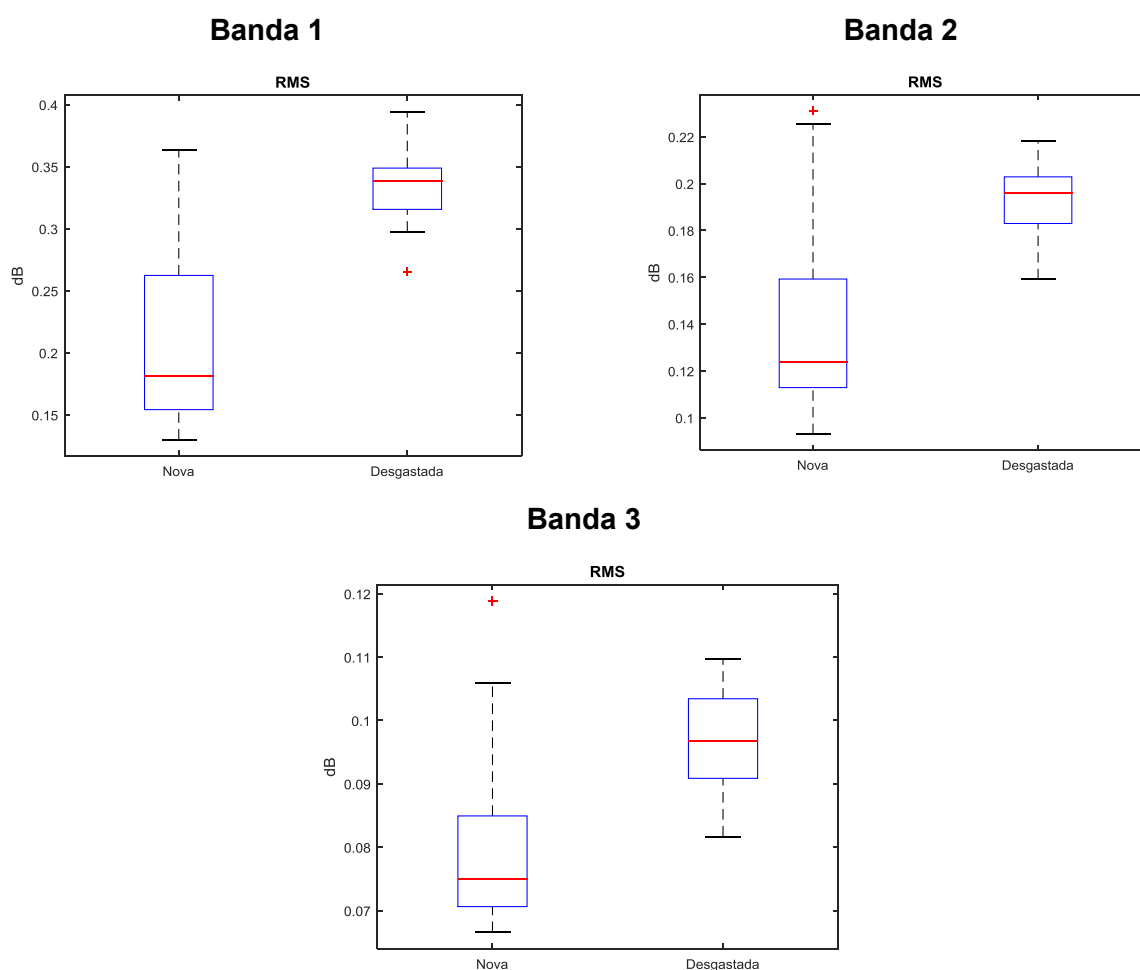


Figura 4.33 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 1)



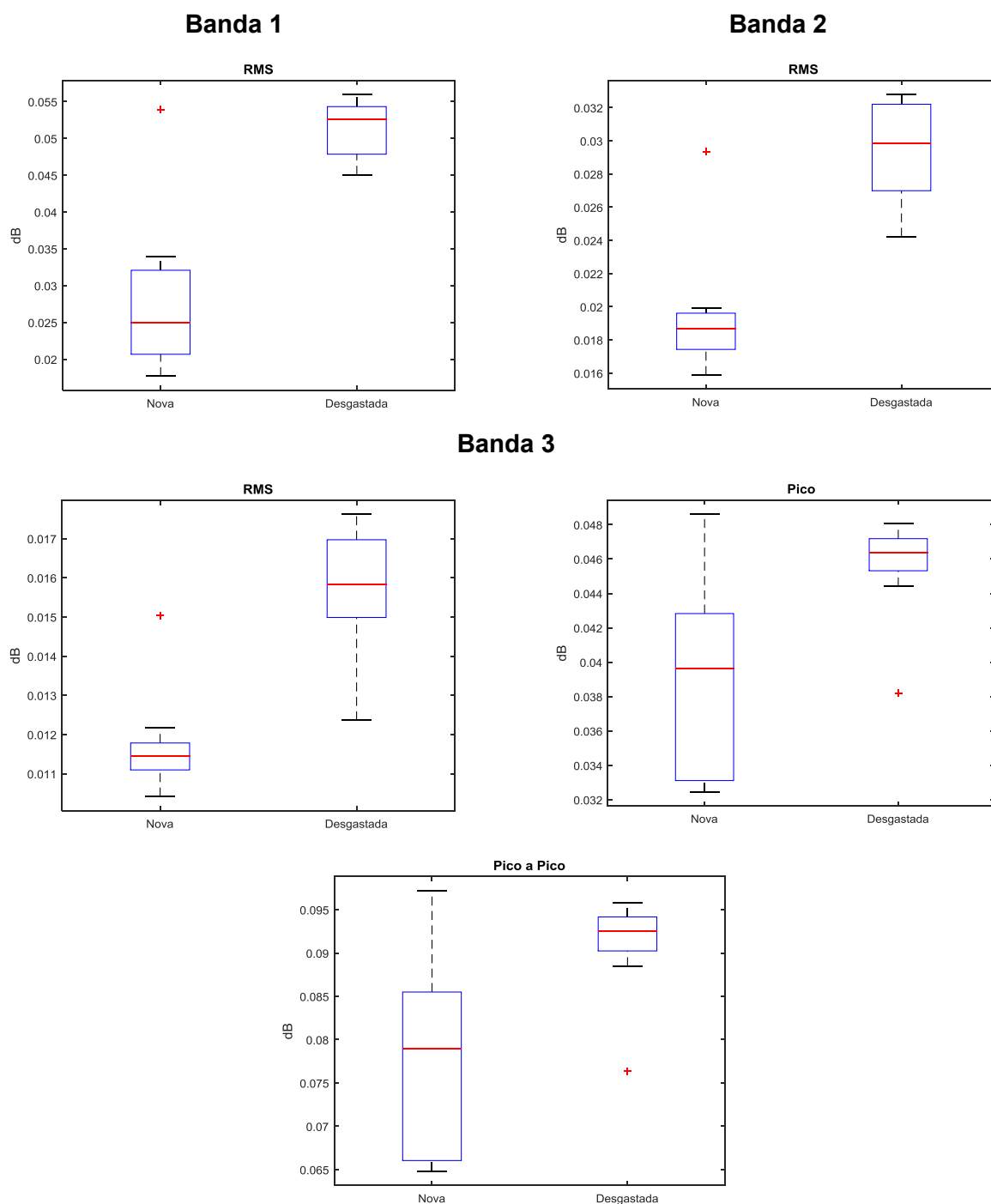


Figura 4.34 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 1)

Nas Figuras 4.35 e 4.36 tem-se os parâmetros sensíveis a identificação da condição da microferramenta para os sinais de vibração e do som, respectivamente, obtidos ao utilizar a condição do ensaio 2 em cada banda de frequência avaliada.

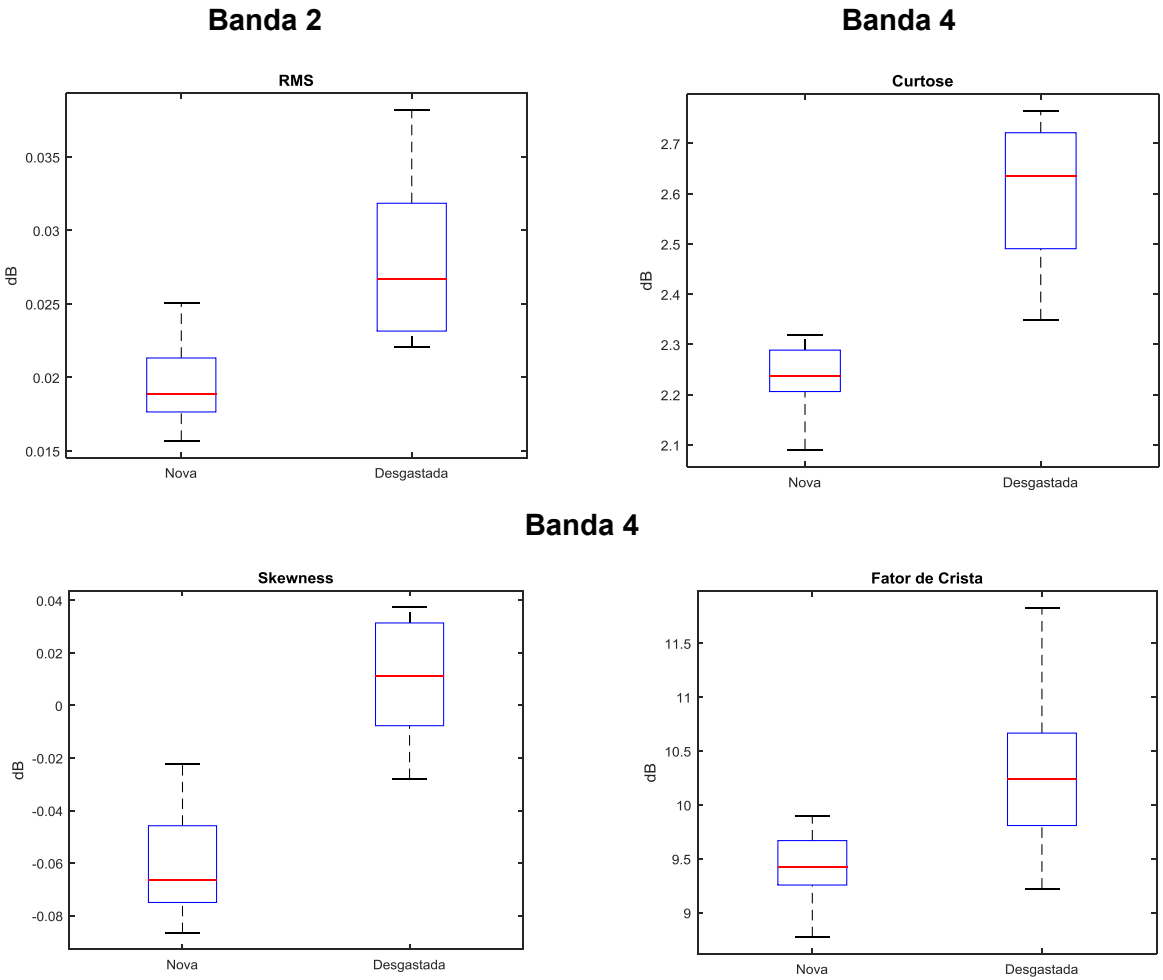
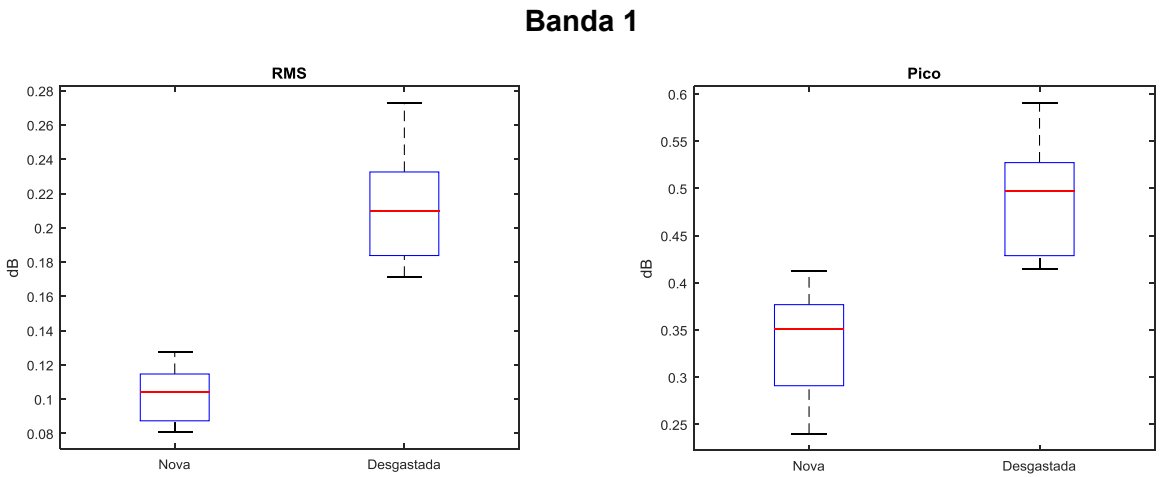


Figura 4.35 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 2)



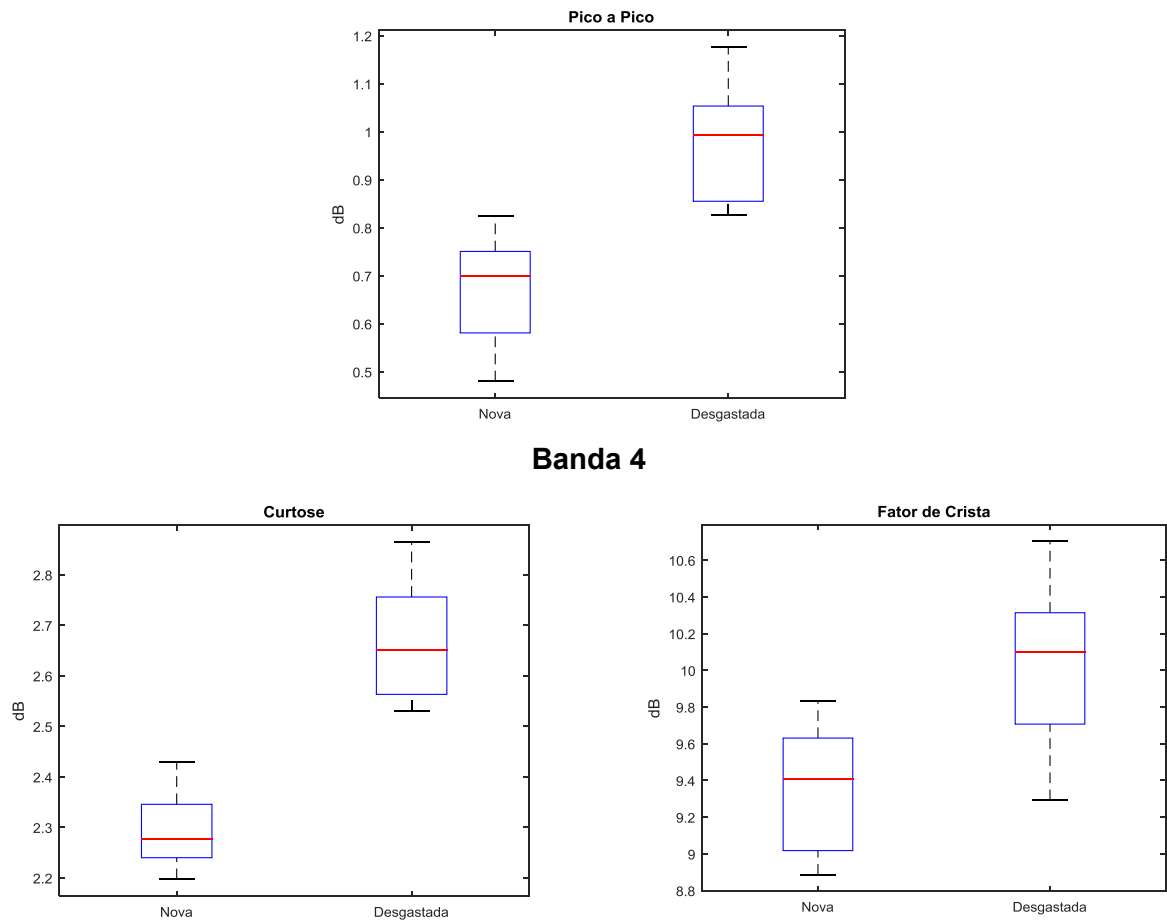
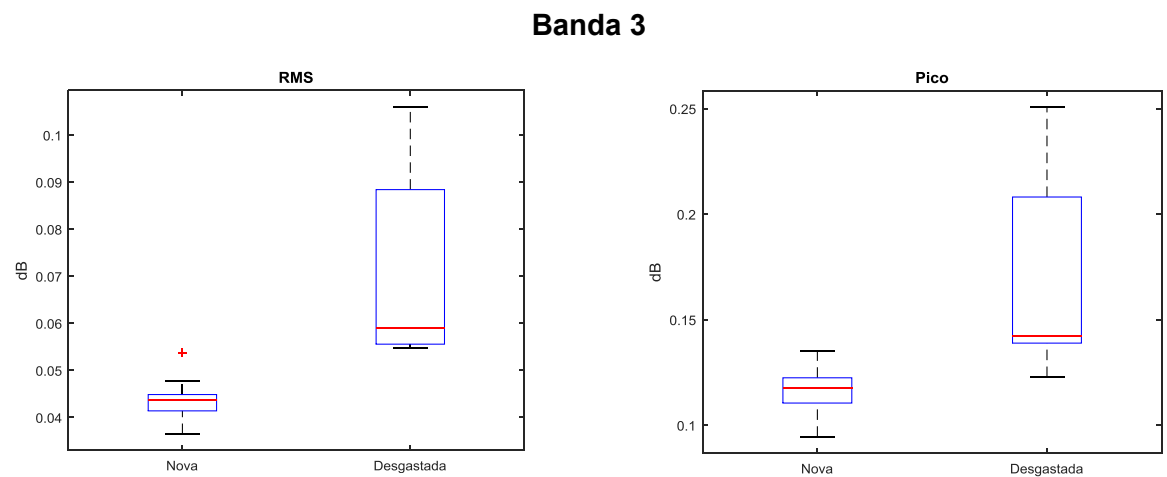


Figura 4.36 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 2)

Para o ensaio 3 as Figuras 4.37 e 4.38 apresentam os parâmetros sensíveis a condição da microferramenta para os sinais de vibração e do som, respectivamente.



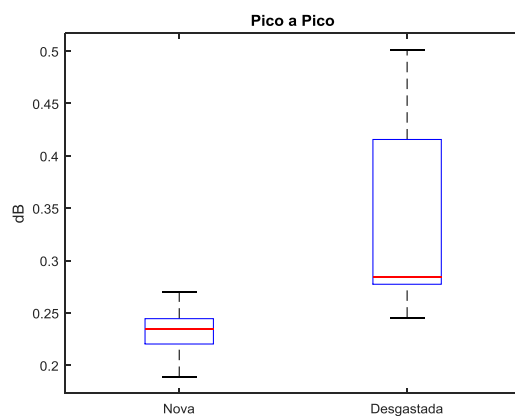


Figura 4.37 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 3)

### Banda 3

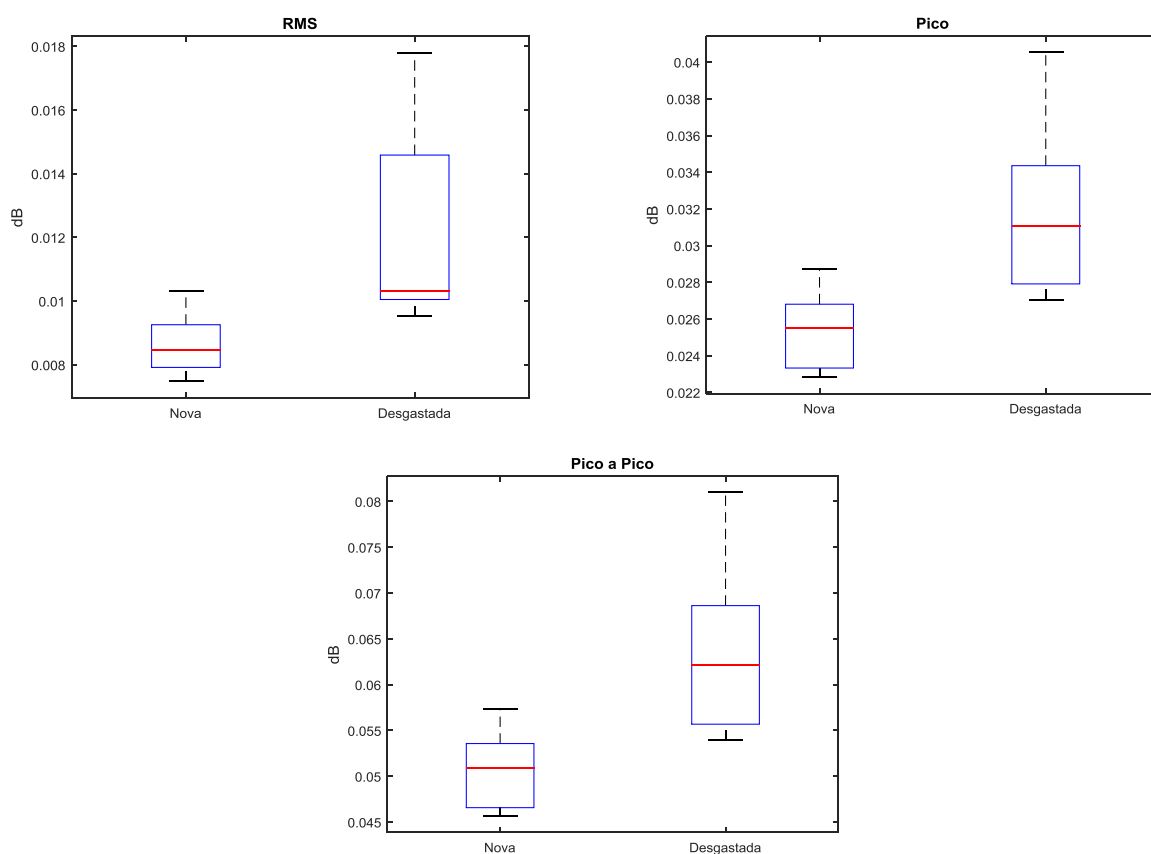
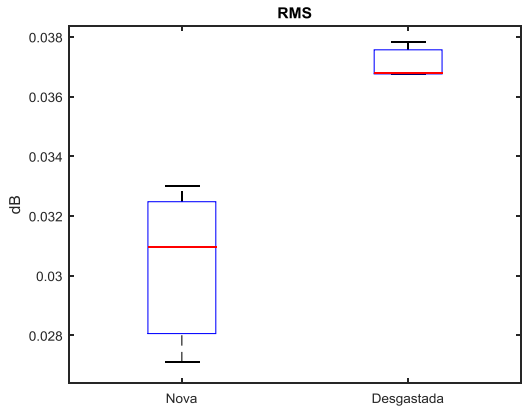


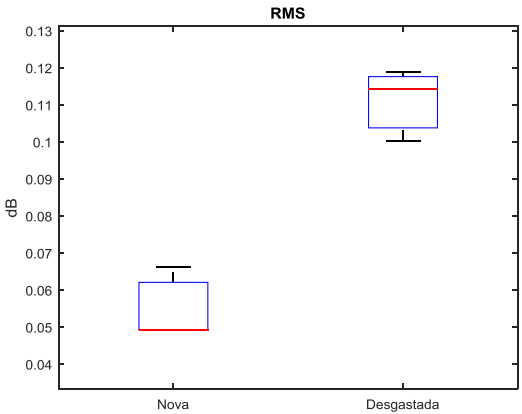
Figura 4.38 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 3)

Já para o ensaio 4 os parâmetros sensíveis a identificação da condição desgastada da microfresa estão nas Figuras 4.39 e 4.40 para os sinais de vibração e do som, respectivamente.

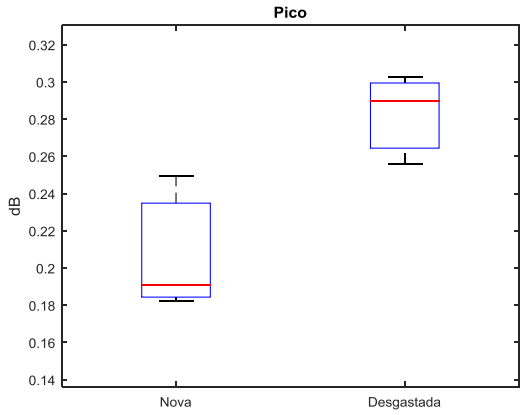
Banda 1



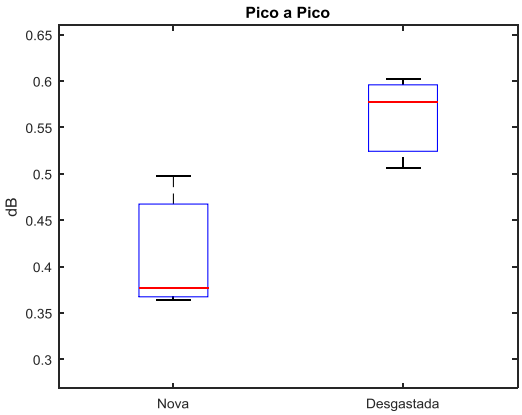
Banda 2



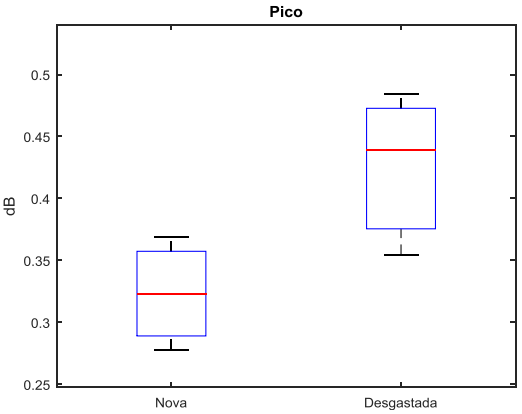
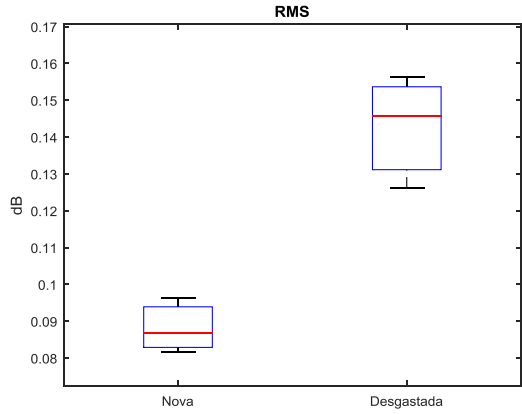
Banda 2



Banda 2



Banda 3



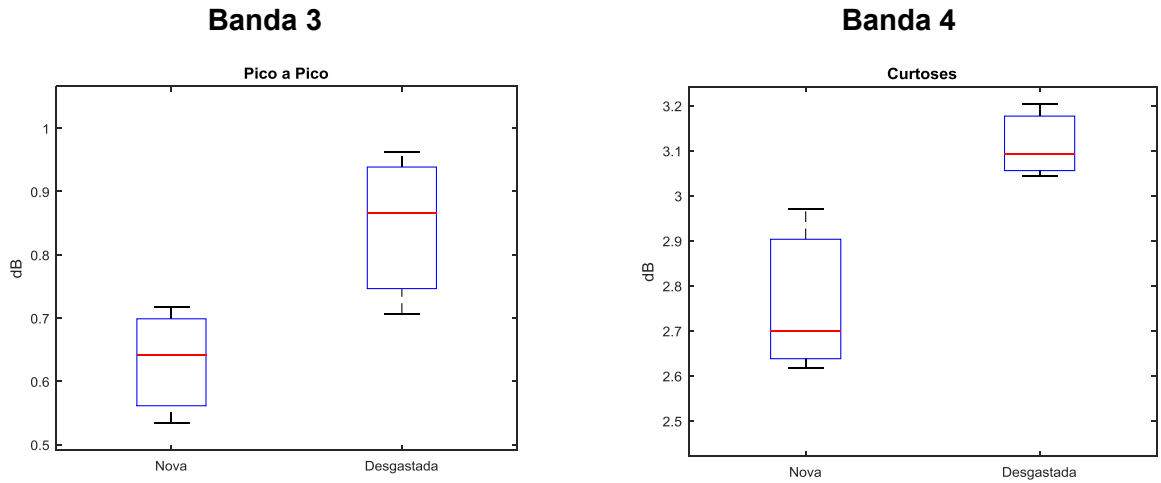
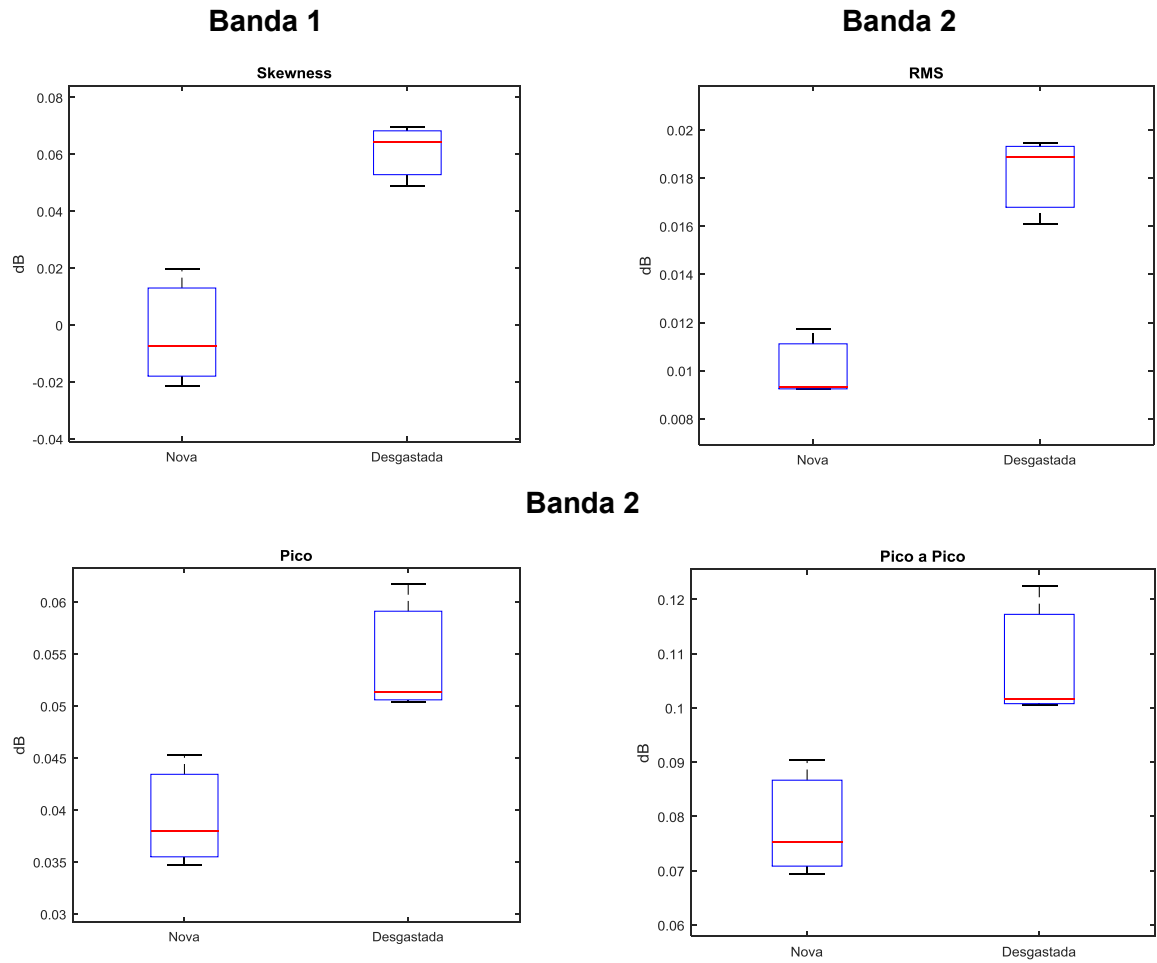


Figura 4.39 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais de vibração (ensaio 4)



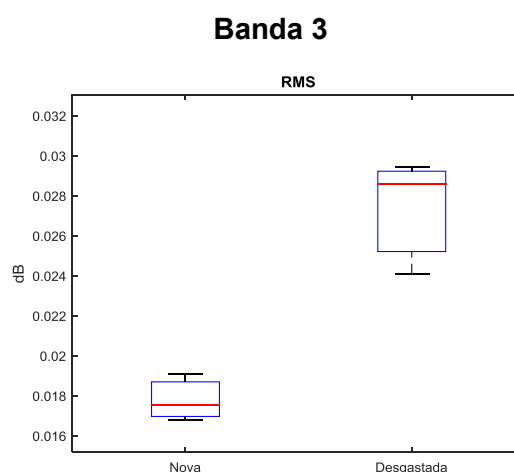


Figura 4.40 - Parâmetros sensíveis a identificação da condição da microfresa obtidos dos sinais do som (ensaio 4)

Destas figuras analisadas pode-se perceber que algumas das bandas de frequências definidas para cada condição de corte (Tabela 4.5) não apresentaram parâmetros sensíveis para diferenciar o estágio de desgaste das microfresas. Em geral, pode-se notar que nestas bandas a diferença do nível de energia para a condição desgastada da microferramenta foi próximo do nível de energia do sinal correspondentes a microferramenta nova, sendo esta a explicação para estas bandas não apresentarem parâmetros sensíveis a indicação do nível de desgaste da microfresa.

Outra importante observação destas figuras é que, em geral, os parâmetros determinados a partir dos sinais de vibração e do som foram diferentes, o que comprova que ao utilizar a fusão de dois sensores tem-se uma melhor identificação do estado de desgaste das microferramentas, sendo este resultado semelhante aos encontrados nos trabalhos de Malekian, Park e Jun (2009b), Jemielniak e Arrazola (2008) e Downey et al (2016), nos quais foram utilizados mais de um sensor para o monitoramento do desgaste das ferramentas.

Além disso, estes resultados demonstram que é possível realizar o monitoramento da condição de desgaste da microferramenta por meio dos sinais de vibração e do som adquiridos, uma vez que há parâmetros que conseguem diferenciar o estágio de desgaste da ferramenta. Em trabalhos futuros esta análise será desenvolvida para a aplicação da Inteligência Artificial com o objetivo de monitorar o estado das microferramentas de corte.

## CAPÍTULO V

### CONCLUSÕES

A partir dos ensaios de microfresamento do aço inoxidável 316L e das análises realizadas pode-se concluir que:

- O comportamento do desgaste das microfresas em função do comprimento usinado é semelhante ao desgaste das macroferramentas, onde a curva que representa o desgaste pode ser dividida em três estágios.
- Para a microfresa com comprimento de corte de 800 µm ao utilizar a maior velocidade de corte a vida da ferramenta foi menor, enquanto que para a menor velocidade a vida da ferramenta foi maior, sendo este resultado de acordo com o esperado.
- Já para a microfresa com comprimento de corte de 600 µm, o resultado obtido foi contrário ao esperado, sendo que a vida da microfresa foi mais longa para a condição de maior velocidade de corte.
- A equação de Taylor foi determinada para o par ferramenta-peça (metal duro – aço inoxidável austenítico 316L) e foi obtido que ao usinar com a velocidade de 30,52 m/min, a microferramenta terá vida de um minuto.
- A equação de Taylor de Taylor para a condição analisada consiste em:  $V_c \cdot T^{0,43} = 30,52$ .
- As rebarbas de entrada, assim como as de saída apresentaram menor dimensões. Com relação as outras formas, os seus tamanhos variaram ao longo dos ensaios, porém, foi observado que as rebarbas de topo concordante e discordante foram as que apresentaram o maior tamanho.
- A rebarba inferior também foi encontrada nos microcanais localizando sempre no lado discordante do corte, a sua dimensão foi pequena, não apresentando relação com o desgaste da microferramenta.
- As rebarbas do tipo pena foram encontradas nos microcanais fabricados utilizando a condição de menor velocidade de corte e maior comprimento de corte (ensaio 2).



- Por meio da análise qualitativa das rebarbas formadas do início ao fim de cada ensaio foi possível observar que a tendência do comportamento das rebarbas foi contrário ao esperado, ou seja, ao longo do comprimento usinado as mesmas tiveram as suas dimensões reduzidas para os microcanais fabricados com as condições dos ensaios 1 e 2. Já na usinagem com as condições do ensaio 4, as rebarbas tiveram as suas dimensões aumentadas ao longo do comprimento usinado, apresentando resultado conforme o esperado. Entretanto, para a usinagem com as condições do ensaio 3 a dimensão das rebarbas foram elevadas tanto para pequenos comprimentos usinado, assim como para maiores comprimentos.
- Os resultados obtidos da rugosidade  $R_a$  para todas as condições de corte variaram de  $0,1241 \mu\text{m}$  a  $0,3206 \mu\text{m}$ .
- A rugosidade apresentou maiores valores para as condições com maior velocidade de corte.
- O comprimento de corte das microfresas não apresentou influência nos valores de rugosidade obtidos.
- O comportamento do gráfico obtido para o parâmetro  $R_q$  foi semelhante ao apresentado pelo gráfico do  $R_a$ .
- Na análise da deflexão das microfresas foi obtido que a haste consiste na parte mais rígida das microferramentas, independente do comprimento de corte. Para as microfresas com pequeno comprimento de corte a parte cônica foi a principal contribuinte para a baixa rigidez da ferramenta, enquanto que para a microfresa de maior comprimento a parte de corte foi a responsável por diminuir a rigidez da microferramenta, o que explica os maiores valores de deflexão obtidos na ponta das microfresas com maior comprimento de corte.
- Na análise dos sinais foi verificado que os sinais no domínio do tempo não são capazes de mostrar diferenças da condição de desgaste das microfresas, sendo assim as análises foram realizadas no domínio da frequência, onde foi possível identificar bandas de frequências nas quais a amplitude do sinal da microfresa desgastada foi maior que a amplitude do sinal da microfresa nova, para cada condição de corte utilizada. Por meio da análise no domínio da frequência foi possível determinar parâmetros sensíveis a identificação da condição da microferramenta demonstrando que é possível realizar o monitoramento da condição de desgaste das microferramentas.

**Sugestões para trabalhos futuros**

- Analisar com maior detalhamento a influência da qualidade das microfresas nos resultados obtidos pelos ensaios de microfresamento.
- Estudar o efeito de outras condições de corte (avanço por dente, profundidade de corte e a penetração de trabalho) na deflexão das microferramentas.
- Aplicar a análise de sinais realizada para monitorar a condição da microferramenta por meio da Inteligência Artificial. Além disso, desenvolver a análise dos sinais para realização do referenciamento da microferramenta na peça de trabalho.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AFAZOV, S. M.; RATCHEV, S. M.; SEGAL, J. Modelling and simulation of micro-milling cutting forces. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 15, p. 2154-2162, 2010.  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.07.033>

AFAZOV, S. M.; RATCHEV, S. M.; SEGAL, J. Prediction and experimental validation of micro-milling cutting forces of AISI H13 steel at hardness between 35 and 60 HRC. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 62, n. 9-12, p. 887-899, 2012.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-011-3864-7>

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

ARAMCHAROEN; A., MATIVENGA, P. T.; YANG, S.; COOKE, K. E.; TEER, D. G. Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, n. 14, p. 1578-1584, 2008.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.05.011>

ARAUJO, A. C.; MOUGO, A. L.; DE OLIVEIRA CAMPOS, F. Micromilling Cutting Force on Machining Aluminium Alloy. In: **8th International Conference Micromanufacturing (ICOMM)**. 2013.

AURICH, J. C.; DORNFELD, D.; ARRAZOLA, P. J.; FRANKE, V.; LEITZ, L.; MIN, S. Burrs - analysis, control and removal. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 58, n. 2, p. 519-542, 2009.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.09.004>

BALDO, D.; RIBEIRO FILHO, S. L. M.; LAURO, C. H.; DOS SANTOS DELFINO, A. C.; BRANDAO, L. C. Analysis of surface roughness in micro milling of Ti-6Al-4V titanium alloy. **Trans Tech Publications**. In: Advanced Materials Research., p. 3-6, 2015.  
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.1079-1080.3>

BAYESTEH, A.; KO, J.; JUN, M. B. G. Micro Flat End Milling Simulation Model With Instantaneous Plowing Area Prediction. **Journal of Micro and Nano-Manufacturing**, v. 4, n. 2, p. 021004-1 - 021004-6, 2016.  
[DOI: 10.1115/1.4032757](https://doi.org/10.1115/1.4032757)

BERESTOVSKIY, D. V. **Surface Finish Modeling In Micromilling Of Biocompatible Materials**. Master of Science. Texas A&M University, 2013.

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

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 mould making applications. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 167, n. 2, p. 201-207, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.029>

BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; SLUNSKY, J. Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 57, n. 1, p. 113–116, 2008.

<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.085>

BOEIRA, A. M. G. **Modelagem e simulação das forças na furação com brocas helicoidais a partir de dados obtidos no torneamento de segmentos cilíndricos**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, 2010.

BRITO, L. C. **Determinação da condição de desgaste da ferramenta de corte via monitoramento de vibração e inteligência artificial**. 2018. 109 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

CALLISTER, W. D. **Materials science and engineering : an introduction**. John Wiley & Sons, 2007.

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)

CARDOSO, P.; DAVIM, J. P. Micro milling of metallic materials - A brief overview. **Transactions of Fama**, v. 36, n. 2, p. 79-85, 2012.

CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHEIT, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 3, p. 313-332, 2006.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.05.015>

CHANG, W.; SUN, J.; LUO, X.; RITCHIE, J. M.; MACK, C. Investigation of microstructured milling tool for deferring tool wear. **Wear**, v. 271, n. 9-10, p. 2433-2437, 2011.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.12.026>

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

CHERN, G. L.; WU, Y. J. E.; CHENG, J. C.; YAO, J. C. Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-EDM. **Precision Engineering**, v. 31, n. 2, p. 122-129, 2007.

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

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

DAVIS, J. R. **Alloy digest sourcebook: stainless steels**. ASM international, 2000.

DE OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T.; DE SOUZA, A. F. Size effect and minimum chip thickness in micromilling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 89, p. 39-54, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.11.001>

DINIZ, A. E; MARCONDES, F. C; COPPINI, L.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 4. ed. São Paulo: Art. Liber, 2006. 247p.

DOLINŠEK, S.; KOPAČ, J. Acoustic emission signals for tool wear identification. **Wear**, v. 225, p. 295-303, 1999.  
[https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(98\)00363-9](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(98)00363-9)

DORNFELD, D., MIN, S., TAKEUCHI, Y. Recent Advances in Mechanical Micromachining, **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, v. 55, n°2, pp. 745-768, 2006.  
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2006.10.006>

DOWNEY; J., O'SULLIVAN; D., NEJMEN; M.; BOMBINSKI, S.; O'LEARY, P.; RAGHAVENDRA; R., JEMIELNIAK, K. Real time monitoring of the CNC process in a production environment-the data collection & analysis phase. **Procedia CIRP**, v. 41, p. 920-926, 2016.  
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.12.008>

DUARTE, J. **Inteligência Artificial aplicada no Controle de Qualidade em Linhas de Produção**. Uberlândia - MG, Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, 2013, 95 p. Dissertação de Mestrado.

EVANS, B., MEHALSO, R. How small is small?: A Guide to the New Microfabrication Design and Process Techniques, **Medical Device & Diagnostics Industry**, Vol. 11. 2001.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, Editora Edgard Blücher Ltda., São Paulo, 1970, 751p.

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**, v. 14, n. 9-11, p. 1771-1775, 2008.  
<https://doi.org/10.1007/s00542-008-0652-x>

GENNARI J.R., W. MACHADO, A. R., Melhorias na Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis, **Máquinas e Metais**, p. 84-98. Setembro, 1999.

GILLESPIE, L. K.; BLOTTER, P. T. The formation and properties of machining burrs. **Journal of Engineering for Industry**, v. 98, n. 1, p. 66-74, 1976.  
[DOI: 10.1115/1.3438875](https://doi.org/10.1115/1.3438875)

GROOVER, M. P. **Automação industrial e sistemas de produção**. 3. ed. SP: Pearson Education, 2010.

GRZESIK, W. **Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications**. Elsevier, 2008.

GUIMARÃES, P. R. B. **Métodos quantitativos estatísticos**. Curitiba: IESDE Brasil S.A., 2008.

HASHIMURA, M.; HASSAMONTR, J.; DORNFELD, D. A. Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 121, n.1, p. 13-19, 1999.

[DOI:10.1115/1.2830566](https://doi.org/10.1115/1.2830566)

HIBBELER, H. B. **Resistência dos Materiais**. 7. ed. São Paulo: Pearson Education do Brasil, 2010.

HSIEH, W. H.; LU, M. C.; CHIOU, S. J. Application of backpropagation neural network for spindle vibration-based tool wear monitoring in micro-milling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 61, n. 1-4, p. 53-61, 2012.

<https://doi.org/10.1007/s00170-011-3703-x>

HUO, D.; CHEN, W.; TENG, X.; LIN, C.; YANG, K. Modeling the influence of tool deflection on cutting force and surface generation in micro-milling. **Micromachines**, v. 8, n. 6, p. 188, 2017.

<http://doi.org/10.3390/mi8060188>

IMOA; **Practical Guidelines for the Fabrication of Duplex Stainless Steels**; p.4-5, 2014.

JAIN, V. K. Editorial by V. K. Jain, I.I.T. Kanpur (India) for the Special issue on "Micromanufacturing". **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 85, n. 9–12, p. 1937–1939, 2016.

<https://doi.org/10.1007/s00170-014-6601-1>

JAYANTI, S.; MAVULETI, K.; BECKER, B.; ERICKSON, E.; WADELL, J.; MARUSICH, T. D.; USUI, S.; MARUSICH, K. Modeling of cutting forces and cycle times for micromachined components. **Procedia CIRP**, v. 1, n. 1, p. 138–143, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.023>

JEMIELNIAK, K.; ARRAZOLA, P. J. Application of AE and cutting force signals in tool condition monitoring in micro-milling. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 1, n. 2, p. 97-102, 2008.

<https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2008.09.007>

JIJU, V.E.; ASAMS. S.; JOSE, M. Experimental Investigation of The Tool Wear Mechanism During Micro Turning On Ti-6Al-4V Alloy. **Proceedings of 10th International Conference on Precision, Meso, Micro and Nano Engineering (COPEN 10)**, 2017.

JIN, X.; ALTINTAS, Y. Chatter stability model of micro-milling with process damping. **Journal of manufacturing science and engineering**, v. 135, n. 3, p. 031011, 2013.

[DOI: 10.1115/1.4024038](https://doi.org/10.1115/1.4024038)

KAJARIA; S. **Modeling Of Tool Life And Micro-Mist Flow For Effective Micro-Machining Of 316L Stainless Steel**. Dissertação de Mestrado, Texas A&M University, 2009.

KANG, I. S.; KIM, J. S.; KIM, J. H.; KANG, M. C.; SEO, Y. W. A mechanistic model of cutting force in the micro end milling process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 187, p. 250-255, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.11.155>

KER. Disponível em < <https://www.kern-microtechnik.com/en/industry-solutions/tool-manufacture/> >. Acesso em: 04 out. de 2018.

KHAN, W. A.; HOANG, N. M.; TAI, B.; HUNG, W. N. Through-tool minimum quantity lubrication and effect on machinability. **Journal of Manufacturing Processes**, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.03.047>

KIM, C. J.; MAYOR, J. R.; NI, J. A static model of chip formation in microscale milling. **Journal of manufacturing science and engineering**, v. 126, n. 4, p. 710-718, 2004.

[DOI: 10.1115/1.1813475](https://doi.org/10.1115/1.1813475)

KIM, N. H.; CHUN, J. S. A study of the tool life of TiC and TiC plus Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> chemical vapour deposited tungsten carbide tools. **Journal of materials science**, v. 20, n. 4, p. 1285-1290, 1985.

<https://doi.org/10.1007/BF01026324>

KISWANTO; G.; ZARIATIN; D. L.; KO; T. J. The effect of spindle speed, feed-rate and machining time to the surface roughness and burr formation of Aluminum Alloy 1100 in micro-milling operation. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 16, n. 4, p. 435-450, 2014.

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

KO, S. L.; DORNFELD, D. A. A study on burr formation mechanism. **Journal of Engineering materials and technology**, v. 113, n. 1, p. 75-87, 1991.

[DOI: 10.1115/1.2903385](https://doi.org/10.1115/1.2903385)

LABIAPARI, W. S. **Abrasão-Corrosão em Aços Inoxidáveis Ferríticos**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, 2015.

LAURO, C. H.; BRANDÃO, L. C.; BALDO, D.; REIS, R. A.; DAVIM, J. P. Monitoring and processing signal applied in machining processes—A review. **Measurement**, v. 58, p. 73-86, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2014.08.035>

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

LEE, K.; DORNFELD, D. A.; DAVID, A. A Study of Surface Roughness in the Micro End Milling Process, **Consortium on Deburring and Edge Finishing**. p. 1-8, 2004.

LEE, K.; ESSEL, I.; DORNFELD, D.A. Burr formation in micromilling. In: **ASPE Proceedings**, p. 10-15, 2001.

LI, P. **Micromilling of hardened tool steels**. PhD Thesis, Technical University of Delft. 2009.

LI; P., OOSTERLING; J. A. J., HOOGSTRATE; A. M., LANGEN; H. H., SCHMIDT; R. M. Design of micro square endmills for hard milling applications. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 57, n. 9-12, p. 859-870, 2011.

<https://doi.org/10.1007/s00170-011-3330-6>

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

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

LIU, X.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G.; EHMANN, K. The mechanics of machining at the microscale: assessment of the current state of the science. **Journal of manufacturing science and engineering**, v. 126, n. 4, p. 666-678, 2004.

[DOI:10.1115/1.1813469](https://doi.org/10.1115/1.1813469)

LU, M. C.; WAN, B. S. Study of high-frequency sound signals for tool wear monitoring in micromilling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 66, n. 9-12, p. 1785-1792, 2013.

<https://doi.org/10.1007/s00170-012-4458-8>

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B.; COELHO, R.T.; ABRÃO, A.M. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2a edição. São Paulo: Blucher, 2011.

MALEKIAN, M.; PARK, S. S.; JUN, M. B. G. Tool wear monitoring of micro-milling operations. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, n. 10, p. 4903-4914, 2009b.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.01.013>

MALEKIAN; M.; PARK; S. S.; JUN, M. B. G. Modeling of dynamic micro-milling cutting forces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 7, p. 586-598, 2009a.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.02.006>

MANDAL, S. Applicability of tool condition monitoring methods used for conventional milling in micromilling: a comparative review. **Journal of Industrial Engineering**, v. 2014, 2014.

<http://dx.doi.org/10.1155/2014/837390>

MARQUES, F. M.; UGIONI, F. M.; CAVALER, L. C.; ROCHA, A. S.; CURI, E. I. Análise Da Usinabilidade Dos Aços Inoxidáveis AISI 304 E AISI 420 Durante O Processo De Torneamento Externo Cilíndrico. **21º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais**, 2014.

MASUZAWA, T. State of the art of micromachining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 49, p. 473-488, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63451-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63451-9)

MASUZAWA, T.; TÖNSHOFF, H.K. Three-dimensional micromachining by machine tools. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 46, p. 621-628, 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60882-8](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60882-8)

MEOLA, T. **Monitoramento em tempo real da qualidade de sinais de vibrações, utilizando inteligência artificial**. 2005. 130 f. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

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>

MIJUŠKOVIĆ, G.; KRAJNIK, P.; KOPAČ, J. Analysis of tool deflection in micro milling of graphite electrodes. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 76, n. 1-4, p. 209-217, 2015.

<https://doi.org/10.1007/s00170-013-5536-2>

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



MOGES; T. M.; DESAI; K. A.; RAO; P. V. M. Modeling of cutting force, tool deflection, and surface error in micro-milling operation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 98, n. 9-12, p. 2865-2881, 2018.

<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2415-x>

MONTGOMERY, W.; HINES, W. W.; GOLDSMAN, D. M.; BORROR, C. M. **Probabilidade e estatística na Engenharia**. 4ª Edição. São Paulo: LTC. 2006.

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.

NASRI, A.; SLAIMI, J.; SAI, W. B. 3D Parametric Modelling of Milling Cutter Geometry from Analytical Analysis. **Science, Technology and Society**, v. 4, n. 2, p. 35-40, 2016.

[DOI: 10.11648/j.ijsts.20160402.13](https://doi.org/10.11648/j.ijsts.20160402.13)

NETO, H. K.; DINIZ, A. E.; PEDERIVA, R. Influence of tooth passing frequency, feed direction, and tool overhang on the surface roughness of curved surfaces of hardened steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 82, n. 1-4, p. 753-764, 2016.

<https://doi.org/10.1007/s00170-015-7419-1>

NETO, J. V.; DOS SANTOS, C. B.; TORRES, É. M.; ESTRELA, C. Boxplot: um recurso gráfico para a análise e interpretação de dados quantitativos. **Revista Odontológica do Brasil Central**, v. 26, n. 76, 2017.

NG, C.K.; MELKOTE, S.N.; RAHMAN, M.; KUMAR, A. S. Experimental study of micro- and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 9, pp. 929-936, 2006.

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

NIINOMI, M.; NAKAI, M.; HIEDA, J. Development of new metallic alloys for biomedical applications. **Acta biomaterialia**, v. 8, n. 11, p. 3888-3903, 2012.

<https://doi.org/10.1016/j.actbio.2012.06.037>

OLIAEI, S. N. B.; KARPAT, Y. Influence of tool wear on machining forces and tool deflections during micro milling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 84, n. 9-12, p. 1963-1980, 2016.

<https://doi.org/10.1007/s00170-015-7744-4>

ÖZEL, T.; LIU, X.; DHANORKER, A. Modelling and Simulation of Micro-Milling Process. **Proceedings of the 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds**. Cesme, Turkey, p. 167-174, 2007.

ÖZEL, T.; BÁRTOLO, P. J.; CERETTI, E.; GAY, J. C.; RODRIGUEZ, C. A.; DA SILVA, J. V. L. **Biomedical Devices: Design, Prototyping, and Manufacturing**. John Wiley & Sons, 2016.

PADILHA, A. F.; GUEDES, L. C. **Aços inoxidáveis Austeníticos - Microestrutura e Propriedades**, Editora Hemus Ltda., 170 p., São Paulo, 1994.

PIQUARD, R.; D'ACUNTO, A.; DUDZINSKI, D. Study of burr formation and phase transformation during micro-milling of NiTi alloys. In: **11th International Conference on High Speed Machining**. Czech Machine Tool Society, p. 1-6, 2014.

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

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

RAHMAN, M.; KUMAR, A. S.; PRAKASH, J. R. S. Micro milling of pure copper. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 116, n. 1, p. 39-43, 2001.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00848-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00848-2)

RANGEL, D. A.; ROJAS, F. A.; ARTEAGA, N. A. Development of a CNC Micro-lathe for Bone Microimplants. **Revista EIA**, n. 15, p. 113-127, 2011.

RODRIGUES, A. R.; JASINEVICIUS, R. G. Machining scale: Workpiece grain size and surface integrity in micro end milling. In: **Microfabrication and Precision Engineering**, p. 27-68, 2017.

<https://doi.org/10.1016/B978-0-85709-485-8.00002-4>

SAEDON, J. B. **Micromilling of hardened (62 HRC) AISI D2 cold work tool steel**. 2012. Ph.D. Thesis. University of Birmingham.

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.

SANTOS, A. G.; DA SILVA, M. B.; JACKSON, M. J. Tungsten carbide micro-tool wear when micro milling UNS S32205 duplex stainless steel. **Wear**, v. 414–415, p. 109-117, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.08.007>

SHI, Z.; LIU, Z.; LI, Y.; QIAO, Y. Swept Mechanism of Micro-Milling Tool Geometry Effect on Machined Oxygen Free High Conductivity Copper (OFHC) Surface Roughness. **Materials**, v. 10, n. 2, p. 120, 2017.

[DOI: 10.3390/ma10020120](https://doi.org/10.3390/ma10020120)

SHIZUKA, H.; OKUDA, K.; NUNOBIKI, M.; INADA, Y. Study on surface roughness in micro end milling of mold material. In: **Advanced Materials Research**. Trans Tech Publications, p. 594-599, 2011.

<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.325.594>

SILVA, L. C. **Investigação Da Usinabilidade Do Aço Inoxidável Duplex Uns S32205 no Microfresamento**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, 2017.

SMITH, S.; WINFOUGH, W. R.; HALLEY, J. The effect of tool length on stable metal removal rate in high speed milling. **CIRP Annals**, v. 47, n. 1, p. 307-310, 1998.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62839-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62839-X)

SNR, D. E. D. Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations—a review of methods. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 40, n. 8, p. 1073-1098, 2000.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(99\)00122-4](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(99)00122-4)

SOARES, G. A. **Biomateriais. Fórum de Biotecnologia Biomateriais**. Rio de Janeiro, Brasil. 2005.

SREDANOVIĆ; B., GLOBOČKI-LAKIĆ; G., KRAMAR; D., PUŠAVEC, F. Influence of Workpiece Hardness on Tool Wear in Profile Micro-milling of Hardened Tool Steel. **Tribology in Industry**, v. 40, n. 1, 2018.

SUN, Q., CHENG, X., LIU, Y., YANG, X., LI, Y. Modeling and Simulation for Micromilling Mechanisms, **Precision Engineering**, v.174, pp. 402-407, 2017.  
<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.219>

TEKNIKER. Disponível em < <http://www.tekniker.es/es/biomedicina> >. Acesso em: 04 out. de 2018.

TETI, R.; DORNFELD, D. Modeling and experimental analysis of acoustic emission from metal cutting. **Journal of Engineering for Industry**, v. 111, n. 3, p. 229-237, 1989.

TOO, C. H. **Sensitization of austenitic stainless steels**, Department of Materials Science and Metallurgy, University of Cambridge, 56 p., Dissertação de Mestrado, Cambridge, 2002.

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

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**. v. 32, n. 3, p. 235-262, 2017.  
<https://doi.org/10.1080/10426914.2016.1151045>

VIEIRA; G. H., DE ALMEIDA; S. F. M. Análise de vibração livre de ferramentas para usinagem em alta velocidade. **Anais do 12º Encontro de Iniciação Científica e Pós-Graduação do ITA – XII ENCITA**, 2006.

VILLARES METALS. Aços Inoxidáveis. Disponível em < <http://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Acos-Inoxidaveis> >. Acesso em: 04 abr. de 2018.

VOGLER, M. P.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. Microstructure-level force prediction model for micro-milling of multi-phase materials. **Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME**, p. 202-209, 2003.  
[DOI: 10.1115/1.1556402](https://doi.org/10.1115/1.1556402)

WANG; D., WANG; X., LIU; Z., GAO; P., JI; Y., LÖSER; M., IHLENFELDT; S. Surface location error prediction and stability analysis of micro-milling with variation of tool overhang length. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 99, n. 1-4, p. 919-936, 2018.  
<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2446-3>

WEINGAERTNER; W. L. **Influência do comprimento em balanço da ferramenta sobre a estabilidade dinâmica do fresamento de topo reto a altas velocidades**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, 2004.

WEULE, H.; HÜNTRUP, V.; TRITSCHLER, H. Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, 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)

WU, T.; CHENG, K.; RAKOWSKI, R. Investigation on tooling geometrical effects of micro tools and the associated micro milling performance. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 226, n. 9, p. 1442-1453, 2012.

[DOI: 10.1177/0954405412449229](https://doi.org/10.1177/0954405412449229)

YEN, C. L.; LU, M. C.; CHEN, J. L. Applying the self-organization feature map (SOM) algorithm to AE-based tool wear monitoring in micro-cutting. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 34, n. 1-2, p. 353-366, 2013.

<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2012.05.001>

YUAN, Y.; JING, X.; EHMANN, K. F.; CAO, J.; LI, H.; ZHANG, D. Modeling of cutting forces in micro end-milling. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 31, p. 844-858, 2018.

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.01.012>

ZHANG, Z.; YUAN, Z.; WANG, G. Formation and Control Technology of Top Burr in Micro-Milling. In: **MATEC Web of Conferences**. **EDP Sciences**, 2017.

<https://doi.org/10.1051/mateconf/201710804003>

ZHOU, L.; PENG, F. Y.; YAN, R.; YAO, P. F.; YANG, C. C.; LI, B. Analytical modeling and experimental validation of micro end-milling cutting forces considering edge radius and material strengthening effects. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 97, p. 29-41, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.07.001>

ZHU, K.; WONG, S. Y.; HONG, G. S. Multi-category micro-milling tool wear monitoring with continuous hidden Markov models. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 23, n. 2, p. 547-560, 2009.

<https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2008.04.010>

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

<https://doi.org/10.1016/j.promfg.2016.08.029>

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

## ANEXO

Neste anexo são apresentados os sinais de vibração e sonoros no domínio da frequência obtidos pelo método de Welch para a segunda, terceira e quarta condição de corte utilizadas neste trabalho. Nas figuras a seguir tem-se os espectros da frequência para a microferramenta em boas condições de corte (cor azul) e para a desgastada (cor vermelha).

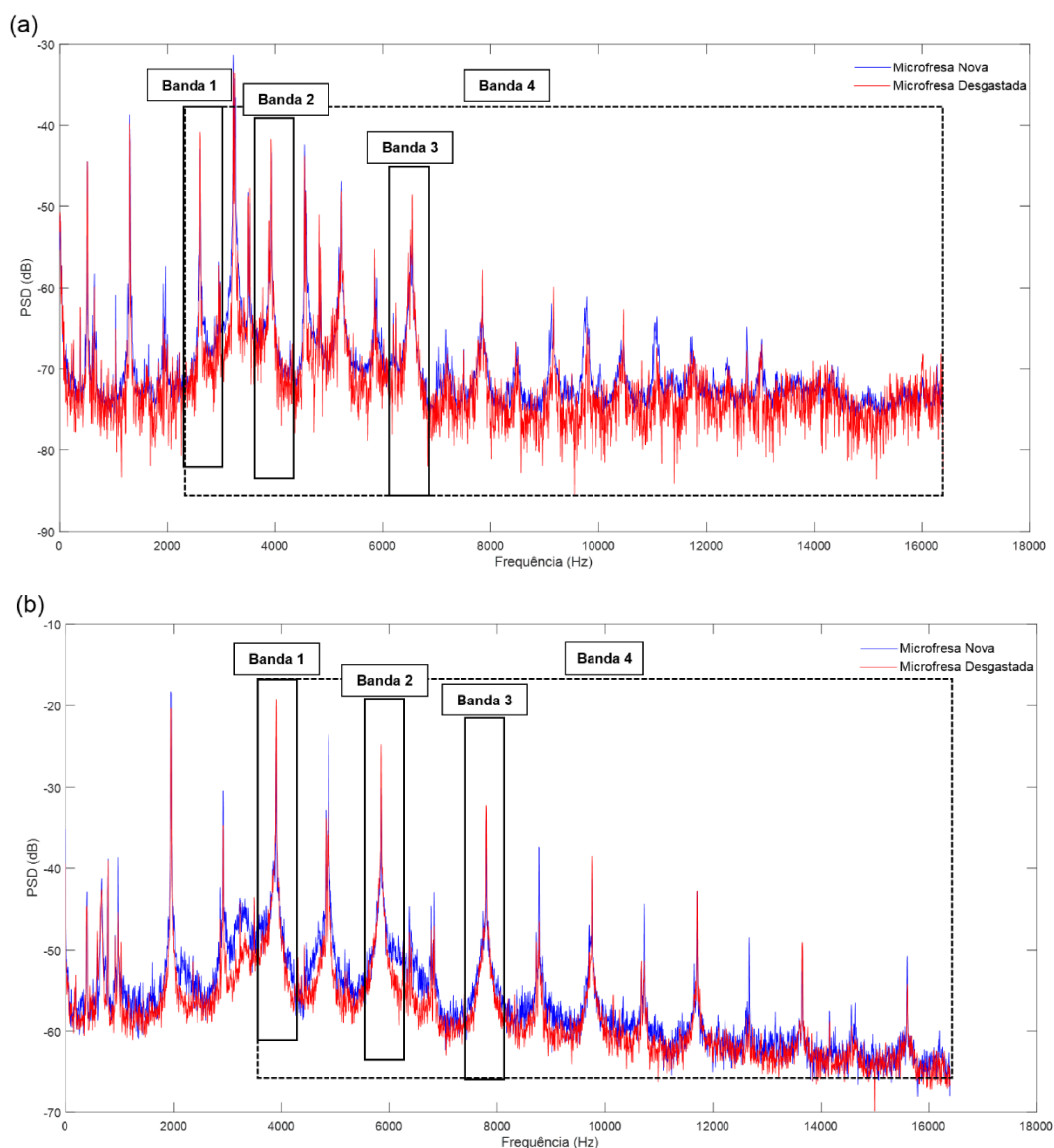


Figura A - Espectro de Frequência (a) da vibração e (b) dos sinais do som para as condições do ensaio 2

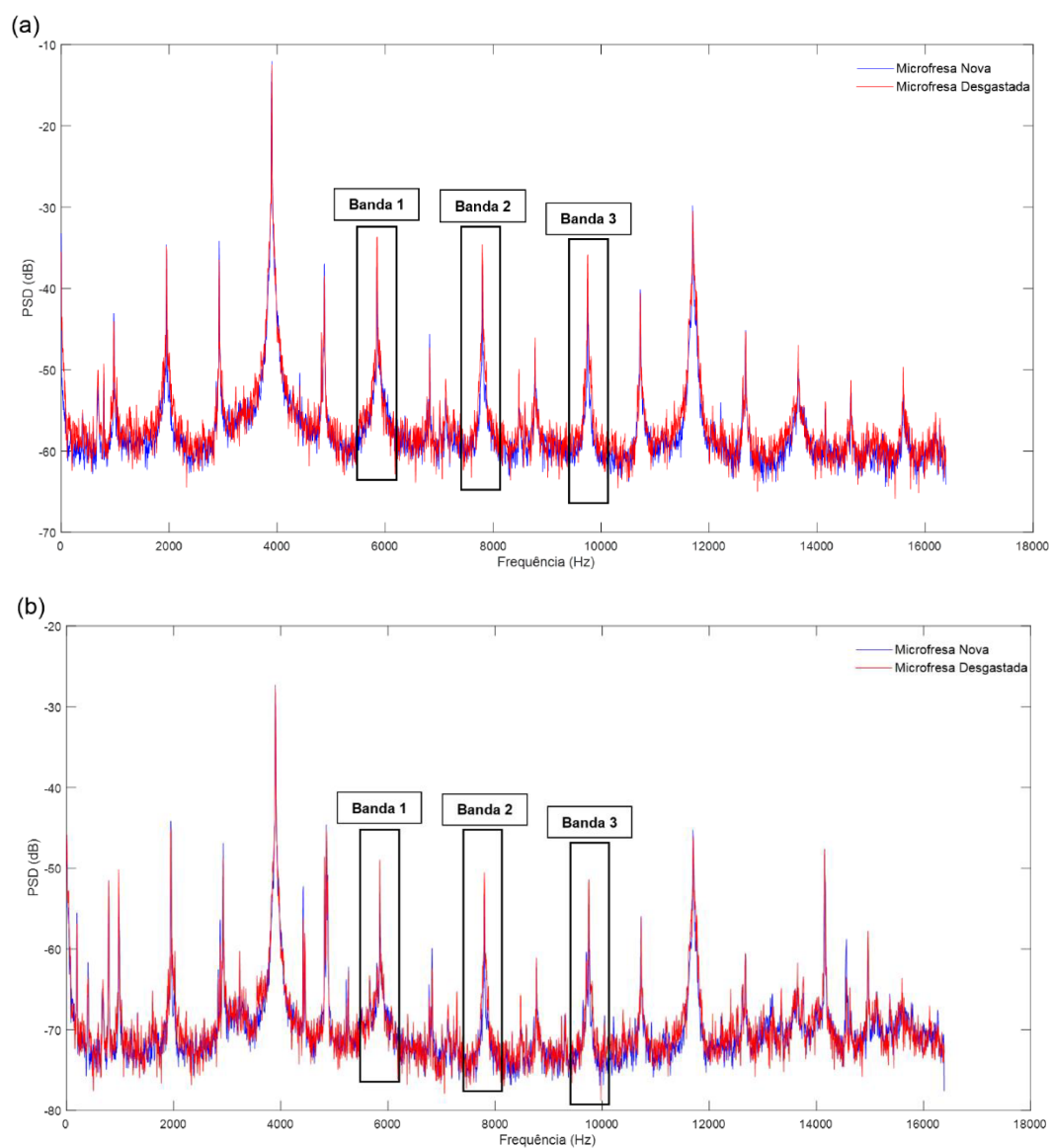


Figura B - Espectro de Frequência (a) da vibração e (b) dos sinais do som para as condições do ensaio 3

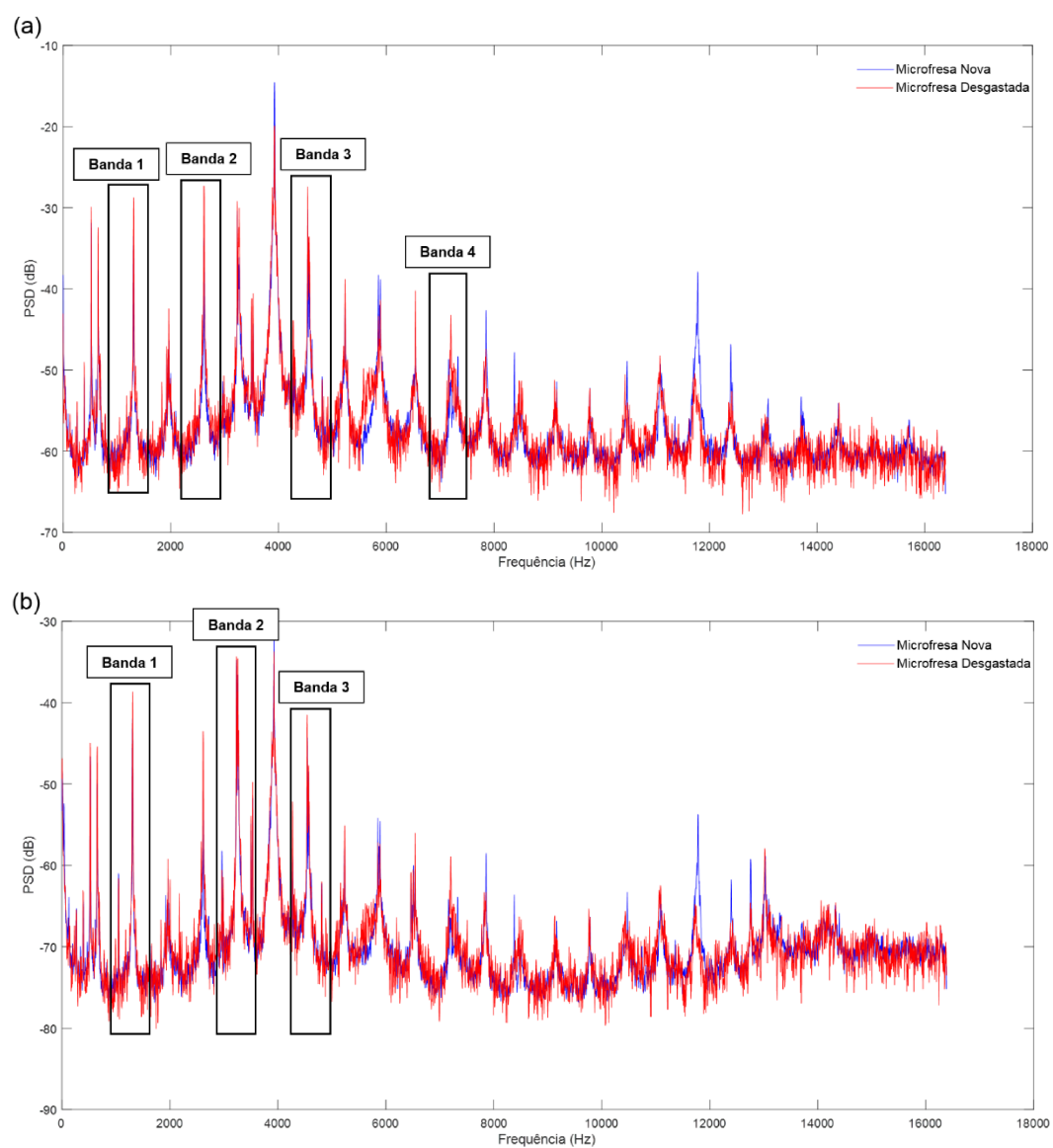


Figura C - Espectro de Frequência (a) da vibração e (b) dos sinais do som para as condições do ensaio 4