

**ALINE GONÇALVES DOS SANTOS**

**MICROFRESAMENTO DE AÇO INOXIDÁVEL  
DUPLEX UNS S32205 COM FERRAMENTAS DE  
METAL DURO REVESTIDAS COM NITRETO DE  
TITÂNIO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2016

**ALINE GONÇALVES DOS SANTOS**

**MICROFRESAMENTO DE AÇO INOXIDÁVEL DUPLEX UNS S32205  
COM FERRAMENTAS DE METAL DURO REVESTIDAS COM  
NITRETO DE TITÂNIO**

**Dissertação** apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do título de **Mestre em Engenharia Mecânica**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

Co – orientador: Prof. Dr. Mark J. Jackson

**Uberlândia – MG**

**2016**

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

---

S237m Santos, Aline Gonçalves dos, 1990-  
2016 Microfresamento de aço inoxidável duplex UNS  
S32205 com ferramentas de metal duro revestidas  
com nitreto de titânio / Aline Gonçalves dos Santos. - 2016.  
92 f. : il.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.

Coorientador: Mark J. Jackson.

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

Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Aço inoxidável - Teses.  
3. Desgaste mecânico - Teses. 4. Usinagem - Teses. I. Silva, Márcio Bacci  
da, 1964-. II. Jackson, Mark J. III. Universidade Federal de Uberlândia,  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.  
IV. Título.

CDU: 621

---

# AGRADECIMENTOS

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.

Ao meu orientador Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva, que com paciência e sabedoria, me forneceu o direcionamento e apoio necessários.

Ao meu co-orientador Dr. Mark J. Jackson por toda a colaboração.

Aos professores da Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFU, especialmente ao Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva, Prof. Dr. Álisson Rocha Machado, Prof. Dr. Eder Silva e Prof. Dr. Wisley Sales por se mostrarem prestativos durante todo o transcorrer do curso.

À CAPES, CNPq e FAPEMIG por todo apoio financeiro.

Aos colegas do LEPU, em especial ao Daniel Cunha, Maksym Ziberov e Ivanilson Costa que foram essenciais na realização deste trabalho.

Aos técnicos do laboratório Lázaro Vieira, Eurípedes Alves, Thiago Pereira, Thiago Menezes e Cláudio Nascimento que, de maneira tão prestativa, me ajudaram sempre que necessário.

Aos graduandos da FEMEC Mayara Fernanda e Bruno Souza, pela imensa ajuda oferecida.

Aos meus amigos, especialmente, à Aline Elias, Mariana Landim e Amanda Landim pelo companheirismo sempre demonstrado.

À minha mãe Eni e meu irmão Álisson, que durante todo tempo, me apoiaram e me ajudaram a vencer cada obstáculo.

Aos demais familiares, em especial aos meus primos Mateus e Gustavo, por todo suporte oferecido.

Ao meu namorado, David Borges, pelo companheirismo, paciência, motivação e apoio sempre demonstrados.

A Deus, por toda a força dada e por renovar minha fé e esperança, dia após dia.

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

# SUMÁRIO

|        |   |    |
|--------|---|----|
| 1.     | CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO .....                                 | 1  |
| 1.1.   | Considerações iniciais .....                                  | 1  |
| 1.2.   | Estruturação do trabalho .....                                | 5  |
| 2.     | CAPÍTULO II – REVISÃO DA LITERATURA.....                      | 6  |
| 2.1.   | Efeito Escala .....   | 6  |
| 2.2.   | Formação e espessura mínima de cavaco .....                   | 8  |
| 2.3.   | Força e energia específica de corte .....                     | 11 |
| 2.4.   | Desgaste de ferramenta .....                                  | 15 |
| 2.5.   | Rugosidade Superficial.....                                   | 20 |
| 2.6.   | Formação de rebarba .....                                     | 23 |
| 2.7.   | Fluidos de corte .....  | 28 |
| 2.8.   | Aços inoxidáveis.....   | 31 |
| 2.8.1. | Breve histórico dos aços inoxidáveis duplex.....              | 33 |
| 2.8.2. | Características dos aços inoxidáveis duplex.....              | 34 |
| 2.8.3. | Usinabilidade dos aços inoxidáveis .....                      | 36 |
| 3.     | CAPÍTULO III – METODOLOGIA.....                               | 37 |
| 3.1.   | Caracterização do material.....                               | 38 |
| 3.2.   | Microfresadora.....   | 40 |
| 3.3.   | Microferramenta .....   | 41 |
| 3.4.   | Medição da rugosidade média e da altura da rebarba .....      | 44 |
| 3.5.   | Pré-testes para definição dos parâmetros de corte.....        | 45 |
| 3.6.   | Análise do desgaste da ferramenta .....                       | 47 |
| 3.6.1. | Preparação do corpo de prova .....                            | 47 |
| 3.6.2. | Análise das ferramentas novas.....                            | 47 |
| 3.6.3. | Realização dos ensaios de microusinagem .....                 | 48 |
| 3.6.4. | Medição do Desgaste da Ferramenta.....                        | 49 |
| 4.     | CAPÍTULO IV – RESULTADOS E DISCUSSÕES .....                   | 51 |
| 4.1.   | Análise do desgaste .....                                     | 51 |
| 4.1.1. | Formas de desgaste .....                                      | 51 |
| 4.1.2. | Mecanismo de desgaste.....                                    | 52 |
| 4.1.3. | Evolução do desgaste .....                                    | 55 |
| 4.1.4. | Determinação da equação de Taylor para a condição a seco..... | 63 |

|   |     |
|---|-----|
| 4.2. Formação de Rebarba.....   | 64  |
| 4.2.1. Análise da altura da rebarba de topo dos microcanais.....              | 64  |
| 4.2.2. Análise da forma e tipo de rebarba apresentada pelos microcanais ..... | 66  |
| 4.3. Qualidade Superficial.....   | 73  |
| 4.4. Influência da Qualidade da Ferramenta.....                               | 82  |
| 5. CAPÍTULO V – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....            | 85  |
| REFERÊNCIAS .....   | 102 |

SANTOS, A. G. **Microfresamento de Aço Inoxidável Duplex UNS S32205 com Ferramentas de Metal Duro Revestidas com Nitreto de Titânio**. 2016. 94f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

## RESUMO

O desenvolvimento da tecnologia em diversas áreas tem demandado cada vez mais a produção de componentes com pequenas dimensões. Neste cenário, a microusinagem tem se apresentado como uma importante ferramenta, pois se trata de um processo de usinagem com grande precisão, que envolve a fabricação de peças com dimensões de escala reduzida. Ela permite o processamento de diversas variedades de metais e ligas, compósitos, polímeros, cerâmicas e alguns aços inoxidáveis, sendo que estes últimos despertam grande interesse para a indústria devido à sua característica de grande resistência à corrosão e à oxidação. Diante desse contexto, os estudos do processo de microusinagem, bem como dos aços inoxidáveis se intensificaram, o que motivou a realização do presente trabalho, que tem como principal objetivo analisar fenômenos envolvidos no processo de microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205, utilizando ferramentas de metal duro revestidas com nitreto de titânio. Nesse sentido, foram analisados o tipo e mecanismos de desgaste de ferramenta, a formação de rebarba e a qualidade da superfície gerada. Para tanto, foram realizados ensaios para fabricação de microcanais, utilizando uma microfresadora CNC de quatro eixos e microfresas de metal duro com diâmetro de 381  $\mu\text{m}$ . Pré-testes foram realizados a fim de escolher a condição de corte mais adequada para análise aprofundada. As ferramentas, as superfícies geradas e as rebarbas foram examinadas no microscópio eletrônico de varredura. A altura da rebarba e a rugosidade foram medidas através de um perfilômetro. Os resultados mostram que as principais formas de desgaste apresentadas pelas microfresas foram desgaste de ponta e de flanco, sendo o mecanismo de desgaste predominante o de adesão. O gráfico obtido para o desgaste em função do comprimento usinado apresentou comportamento semelhante ao apresentado na macrousinagem, com três regiões de taxa de desgaste diferentes. A equação de Taylor foi determinada para o par ferramenta-peça analisado. Foi observado que a rebarba de topo foi aquela que apresentou tamanho mais expressivo. Os resultados obtidos para rugosidade variaram de 0,131 a 0,469  $\mu\text{m}$ .

---

*Palavras chave: Microusinagem; Aço inoxidável duplex; Desgaste; Rebarba; Qualidade superficial.*

SANTOS, A. G. **Micromilling UNS S32205 Duplex Stainless Steel Using Titanium Nitride Coated Carbide Tools**. 2016. 94f. M.Sc. Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

## ABSTRACT

The development of technology in many areas has increased the demand for production of components with small dimensions. In this scenario, the micro machining has emerged as an important tool because it is a process with great precision in producing micro-scaled components. This technique allows processing of composites, polymers, ceramics, and metallic alloys, including stainless steels. Stainless steels are popular due to their chemical characteristics like high resistance to corrosion and oxidation. The main goal of this work is the study of phenomena involved in micromilling a UNS S32205 duplex stainless steel, using TiN coated carbide tools. Accordingly, it was investigated tool wear type and mechanism, burr formation and machined surface quality. For this purpose, this work was carried out with a 4-axis CNC micromill machine tool using 0.381 mm diameter tools. Pre-tests were carried out in order to select the most appropriate cutting condition for further analysis. Tool wear, machined surface and burr were examined in a scanning electron microscope. The burr height and roughness were measured by a profilometer. The results show that the major forms of wear are nose and flank wear, with predominance of the adhesion wear mechanism. The wear land as a function of machined length showed similar behavior to macro machining operations with three well defined regions of different wear rates. Taylor's equation was obtained and the coefficients are similar to those obtained in conventional operations. It was observed that the top burr presented the most significant size. The results obtained for the surface roughness,  $R_a$ , varied in the range of 0.131 to 0.469  $\mu\text{m}$ .

---

*Keywords: Micromachining; Duplex stainless steel; Wear; Burr; Surface quality.*



## LISTA DE FIGURAS

|  |    |
|--|----|
| Figura 1.1 – a) Micro impulsor, Aço inoxidável; b) Microcomponente metálico, Aço inoxidável; c) Dispositivo cirúrgico, Aço inoxidável (Microlution, 2015) .....  | 1  |
| Figura 1.2 – Precisão do processo de microusinagem (Adaptado de Chae, Park e Freiheit, 2006) .....   | 2  |
| Figura 2.1 – Relação entre a dimensão do grão e a espessura de corte para (a) usinagem convencional e (b) microusinagem (Adaptado de Bissacco, 2004 apud Bissacco; Hansen; Chiffre, 2005).....   | 7  |
| Figura 2.2 – Representação da aresta de corte na (a) usinagem convencional e na (b) microusinagem (Adaptado de Bissacco, 2004 apud Bissacco, Hansen, Chiffre, 2005) .....  | 7  |
| Figura 2.4 – Efeito da espessura mínima do cavaco ( $R_e$ é o raio da aresta da ferramenta, $h$ a espessura de corte e $h_m$ a espessura mínima do cavaco) (Adaptado de Chae, Park e Freiheit, 2006).....  | 9  |
| Figura 2.5 – Perfil medido da superfície (Weule; Huntruo; Trischle, 2001).....   | 11 |
| Figura 2.6 – Perfil teórico da superfície, considerando o efeito da espessura mínima de corte (Weule; Huntruo; Trischle, 2001) .....   | 11 |
| Figura 2.7 – Componentes da força de usinagem $F_c$ e $F_f$ (Adaptado de BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).....   | 12 |
| Figura 2.9 – Regiões de contato da aresta da ferramenta (Adaptado de BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).....   | 14 |
| Figura 2.10 – Pressão específica de corte, $K_s$ , em função do avanço, na usinagem de alumínio (DA SILVA, 2013).....  | 15 |
| Figura 2.11 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte, onde A representa desgaste de cratera, B desgaste de flanco, C e D desgaste de entalhe (DEARNLEY; TRENT, 1982 apud MACHADO, 2011).....                                      | 16 |
| Figura 2.12 – Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (Adaptado de MACHADO et al., 2011).....  | 17 |
| Figura 2.13 – Mudança do raio de aresta de acordo com o desgaste ( $r_2 > r_3 > r_1$ ) (Adaptado de Uzun, Aslantas e Bedir, 2013) .....  | 19 |
| Figura 2.14 – Fresa de topo (a) sem revestimento após a usinagem de microcanaís de 24 mm de comprimento no aço inoxidável; (b) com revestimento depois da usinagem de 24 mm de aço inoxidável e 8 mm de liga NiTi (BERESTOVSKIY; HUNG, 2013) ..... | 19 |
| Figura 2.15 – Média da rugosidade superficial $R_a$ em função do avanço e velocidade de corte (Adaptado de Filiz et al., 2007) .....   | 21 |

|  |    |
|--|----|
| Figura 2.16 – Rugosidade superficial em função da relação da espessura de cavaco não deformado com o raio da aresta de corte (Adaptado de Aramcharoen e Mativenga, 2009) .   | 22 |
| Figura 2.17 – Vista esquemática da forma e localização da rebarba no canal fresado (Adaptado de Lee e Dornfeld, 2002) .....  | 24 |
| Figura 2.18 – Tipos de rebarbas na microusinagem: (a) rebarba primária; (b) rebarba em forma de agulha; (c) rebarba pena; (d) rebarba menor (Chern et al., 2007) .....   | 25 |
| Figura 2.19 – Processo de formação da rebarba primária (Adaptado de Chern et al., 2007)  | 26 |
| Figura 2.20 – Formação de rebarba para diferentes avanços e velocidades de corte (Adaptado de Filiz et al., 2007) .....  | 27 |
| Figura 2.21 – Altura da rebarba em função da relação da espessura de cavaco não deformado com o raio da aresta de corte (Adaptado de Aramcharoen e Mativenga, 2009) .  | 28 |
| Figura 2.22 – Imagem dos cavacos gerados (a) e dos canais usinados (b) para os quatro fluidos de corte utilizados (Adaptado de Zhang e Jun, 2013) .....  | 30 |
| Figura 2.23 – Microestrutura típica do aço inoxidável duplex: (a) representação de uma placa laminada (GUNN, 1997), (b) microestrutura com uma estrutura de lamela alongada nas regiões mais escuras que são as ferríticas e regiões mais claras, as austeníticas (OUTOKUMPU STAINLESS AB, 2013) ..... | 34 |
| Figura 3.1 – Fluxograma das atividades realizadas .....  | 38 |
| Figura 3.3 – Microestrutura do aço inoxidável duplex UNS S32205 .....  | 39 |
| Figura 3.4 – Tela do Software Image J ilustrando a determinação da porcentagem volumétrica de cada fase .....  | 39 |
| Figura 3.5 – Máquina ferramenta utilizada .....  | 41 |
| Figura 3.6 – Representação da microfresa utilizada .....   | 42 |
| Figura 3.7 – Ponta da microfresa utilizada .....   | 42 |
| Figura 3.8 – EDS realizada no substrato (a) e revestimento (b) da ferramenta .....   | 43 |
| Figura 3.9 – Superfície secundária de folga, indicando o raio de aresta .....  | 43 |
| Figura 3.10 – Sistema de medição utilizado para obtenção da rugosidade e altura da rebarba .....   | 44 |
| Figura 3.11 – Demonstração de como a altura da rebarba foi obtida .....  | 45 |
| Figura 3.12 – Corpo de prova para análise do desgaste .....  | 47 |
| Figura 3.13 – Sistema de aplicação de fluido de corte utilizado .....  | 48 |
| Figura 3.14 – Tela do Software Adobe Photoshop CC, utilizado para sobreposição da ferramenta usada sobre a nova .....  | 49 |
| Figura 3.15 – Tela do Software Image J ilustrando como a medição do desgaste da ferramenta usada, após cada passe, foi realizada .....   | 50 |
| Figura 4.1 – Formas de desgaste apresentadas pelas microferramentas .....  | 52 |

|   |    |
|---|----|
| Figura 4.2 – Microlascamento observado na superfície de saída, à esquerda, e na superfície principal de folga, à direita, após a usinagem de um microcanal .....  | 52 |
| Figura 4.3 – EDS realizada na superfície secundária de folga (à esquerda) e na superfície principal de folga (à direita) após a quebra da ferramenta .....  | 53 |
| Figura 4.4 – Aresta postiça de corte formada durante a microusinagem ao se utilizar a velocidade de corte de 24 m/min. À esquerda, a superfície principal de folga e à direita, a superfície de saída ..... | 54 |
| Figura 4.5 – Aresta postiça de corte formada na superfície principal de folga durante a microusinagem ao se utilizar a velocidade de corte de 36 m/min.....   | 54 |
| Figura 4.6 – Superfície principal de folga da microferramenta ao usinar com fluido e velocidade de corte de 36 m/min .....  | 55 |
| Figura 4.7 – Sobreposição da superfície principal de folga da ferramenta usada sobre a nova .....   | 56 |
| Figura 4.8 – Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usinar com 30000 rpm a seco.....   | 57 |
| Figura 4.9 – Sobreposição da superfície secundária de folga da ferramenta usada sobre a nova, ao usinar com 30000 rpm a seco .....  | 57 |
| Figura 4.10 – Comportamento do desgaste na superfície secundária de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usinar com 30000 rpm a seco .....  | 58 |
| Figura 4.11 – Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usinar a 20000 rpm, sem fluido de corte .....                                   | 60 |
| Figura 4.12 – Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usinar a 30000 rpm utilizando fluido.....                                       | 61 |
| Figura 4.13 – Diferença entre a superfície usinada a seco (a) e ao utilizar fluido (b) .....  | 62 |
| Figura 4.14 – Representação da microfresa formando o microcanal .....   | 62 |
| Figura 4.15 – Vida da ferramenta em função da velocidade .....  | 63 |
| Figura 4.16 – Altura da rebarba apresentada por cada microcanal nos ensaios a seco ao utilizar 30000 rpm .....  | 65 |
| Figura 4.17 – Altura da rebarba apresentada por cada microcanal nos ensaios a seco ao utilizar 20000 rpm .....  | 65 |
| Figura 4.18 – Altura da rebarba apresentada por cada microcanal ao utilizar 30000 rpm e fluido de corte .....   | 66 |
| Figura 4.19 – Forma e localização da rebarba formada durante os ensaios a seco a partir da classificação feita por Lee e Dornfeld (2002) .....  | 67 |
| Figura 4.20 – Principais tipos de rebarba de topo apresentados no lado discordante dos microcanais, sendo (a) rebarba tipo pena e (b) rebarba primária.....   | 68 |

|  |    |
|--|----|
| Figura 4.21 – Rebarba de topo apresentada pelo lado concordante .....  | 69 |
| Figura 4.22 – Direção de usinagem em relação às fases do material do corpo de prova .....  | 70 |
| Figura 4.23 – Rebarba formada no último canal gerado ao usinar com 30000 rpm a seco, sendo: a – início do canal; b – meio do canal; c – final do canal .....   | 71 |
| Figura 4.24 – Evolução da altura da rebarba ao longo de dois canais consecutivos .....   | 72 |
| Figura 4.25 – Rebarbas formadas para as diferentes condições de corte e rotações, sendo: a – ensaio a seco com rotação de 20000 rpm; b – ensaio a seco com rotação de 30000 rpm; c – ensaio com fluido de corte e rotação de 30000 rpm ..... | 72 |
| Figura 4.26 – Evolução da rebarba ao longo dos ensaios utilizando fluido de corte, sendo 1 referente ao primeiro passe e 4 ao último passe.....  | 73 |
| Figura 4.27 – Rugosidade média $R_a$ obtida em cada passe para cada condição de corte...   | 74 |
| Figura 4.28 – Superfície gerada após usinagem do primeiro (1) e segundo (2) passe ao utilizar fluido de corte .....  | 75 |
| Figura 4.29 – Perfis de rugosidade obtidos após usinagem do primeiro (1) e segundo (2) passe ao utilizar fluido .....  | 76 |
| Figura 4.30 – Perfis de rugosidade obtidos após usinagem do primeiro, terceiro e quinto canal ao utilizar 30000 rpm na condição a seco.....  | 77 |
| Figura 4.31 – Perfis de rugosidade obtidos após usinagem do primeiro canal para cada condição de corte, sendo: a) 20000 rpm a seco; b) 30000 rpm a seco; c) 30000 rpm com fluido de corte .....  | 78 |
| Figura 4.32 – Padrão de marcas observado ao utilizar 30000 rpm, sendo (a) e (b) correspondente à condição a seco e (c) com fluido de corte.....  | 79 |
| Figura 4.33 – Rugosidade $R_q$ obtida em cada passe para cada condição de corte .....  | 81 |
| Figura 4.34 – Manchas apresentadas nas superfícies dos canais .....  | 81 |
| Figura 4.35 – Comparação entre as manchas apresentadas nos canais e a microestrutura do material da peça, na mesma escala.....   | 82 |
| Figura 4.36 – Ferramenta de corte do lote novo após usinar o primeiro canal, sendo: a) superfície de saída; b) superfície secundária de folga; c) superfície principal de folga; d) ponta da superfície principal de folga.....              | 83 |
| Figura 4.37 – Diferenças entre as ferramentas de cada lote .....   | 84 |

## LISTA DE TABELAS

|  |    |
|--|----|
| Tabela 2.1 – Produção mundial de aços inoxidáveis, em 000 toneladas métricas, no ano de 2013 (Adaptado de International Stainless Steel Forum (ISSF)) .....  | 31 |
| Tabela 2.2 – Produção mundial de aços inoxidáveis, em 000 toneladas métricas, no ano de 2014 e sua evolução do ano de 2013 para 2014 (Adaptado de International Stainless Steel Forum (ISSF)).....         | 31 |
| Tabela 2.3 – Composição química em % de peso dos aços inoxidáveis duplex de acordo com o correspondente sistema de numeração unificado (UNS) e norma europeia (EN) (Adaptado de ALVAREZ-ARMAS, 2008) ..... | 35 |
| Tabela 3.1 – Composição química em % do aço inoxidável duplex UNS S32205.....  | 40 |
| Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável duplex UNS 32205 .....   | 40 |
| Tabela 3.3 – Condições de corte para os pré-testes realizados.....   | 45 |
| Tabela 3.4 – Resultados dos pré-testes realizados.....   | 46 |
| Tabela 4.1 –Critério de fim de vida para a ferramenta na usinagem convencional e para a microusinagem .....  | 59 |
| Tabela 4.2 – Constantes determinadas para equação de Taylor .....  | 63 |
| Tabela 4.3 – Média da largura da rebarba e tamanho das fases do aço inoxidável duplex UNS S32205.....  | 69 |
| Tabela 4.4 – Resultados obtidos para rugosidade média $R_a$ em cada condição de corte....  | 74 |

## LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIações

| Letras latinas | Significado   |
|----------------|---|
| Ac             | Seção transversal do cavaco   |
| ABNT           | Associação Brasileira de Normas Técnicas  |
| AISI           | <i>American Iron and Steel Institute</i>  |
| APC            | Aresta postiça de corte   |
| C              | Valor da velocidade de corte que resulta em uma vida de ferramenta de um minuto |
| CNC            | Comando Numérico Computadorizado  |
| Cr             | Cromo   |
| Cu             | Cobre   |
| D0             | Diâmetro  |
| d0             | Diâmetro da haste   |
| E              | Energia específica de corte   |
| EDM            | <i>Electrical Discharge Machining</i>   |
| EDS            | <i>Energy Dispersive Spectroscopy</i>   |
| EN             | Norma europeia  |
| EP             | <i>Extreme pressure</i>   |
| Fc             | Força de corte [N]  |
| FEMEC          | Faculdade de Engenharia Mecânica  |
| Ff             | Força de avanço [N]   |
| Fp             | Força passiva [N]   |
| $f_z$          | Avanço por dente [ $\mu\text{m}/\text{dente}$ ]                                 |
| H              | Espessura de corte [mm]   |
| Hm             | Espessura mínima de corte [mm]  |
| HV             | Dureza Vickers [Vickers]  |
| ISO            | <i>International Organization for Standardization</i>                           |
| ISSF           | <i>International Stainless Steel Forum</i>                                      |
| L              | Comprimento de corte da fresa [mm]  |
| LEPU           | Laboratório de Ensino e Pesquisa em   |

|       |   |
|-------|---|
|       | Usinagem  |
| LTM   | Laboratório de Tribologia e Materiais                                       |
| MEV   | Microscópio Eletrônico de Varredura   |
| MQF   | Mínima Quantidade de Fluido   |
| Mn    | Manganês  |
| Mo    | Molibdênio  |
| N     | Nitrogênio  |
| Ni    | Níquel  |
| NiTi  | Níquel-titânio  |
| Ra    | Desvio aritmético médio [ $\mu\text{m}$ ]                                   |
| Re    | Raio da aresta de corte [ $\mu\text{m}$ ]                                   |
| Rq    | Desvio médio quadrático [ $\mu\text{m}$ ]                                   |
| $r_r$ | Relação da espessura de corte com o raio da aresta de corte                 |
| SAE   | <i>Society of Automotive Engineers</i>                                      |
| T     | Tempo de vida [min]   |
| TiN   | Nitreto de titânio  |
| UFU   | Universidade Federal de Uberlândia  |
| UNS   | <i>Unified Numbering System</i>   |
| Vc    | Velocidade de corte   |
| W     | Tungstênio  |
| Y     | Constante da equação de Taylor que representa a inclinação da curva de vida |
| Zw    | Taxa de material removido   |

### Letras gregas

|            |                                   |
|------------|-----------------------------------|
| $\phi$     | Ângulo de cisalhamento [°]        |
| $\gamma$   | Ângulo de saída da ferramenta [°] |
| $\alpha_o$ | Ângulo de folga da ferramenta [°] |

### Significado

# CAPÍTULO I

## INTRODUÇÃO

### 1.1. Considerações iniciais

A demanda por componentes com microdimensões tem crescido demasiadamente nos últimos anos nos mais diversos campos, principalmente em áreas como a médica, de transporte, ambiental e de eletrônicos de consumo que tem exigido entrega rápida de componentes personalizados de alta ou ultra precisão (De CRISTOFARO et al., 2012). No campo da eletrônica, por exemplo, após a introdução de dispositivos semicondutores, os circuitos elétricos tornaram-se extremamente compactos. Já a área médica tem exigido cada vez mais produtos com dimensões pequenas a fim de diminuir os incômodos provocados pela inspeção e cirurgia. Assim, a miniaturização de ferramentas médicas é uma das abordagens eficazes para se chegar a esta meta (MASUZAWA, 2000).

Microcomponentes requerem tolerâncias muito estreitas, e ambos os requisitos funcionais e estruturais exigem o uso de vários materiais de engenharia, incluindo aços inoxidáveis, titânio, latão, alumínio, platina, irídio, plásticos, cerâmicas e compósitos (LIU et al. 2004b). Essa diversidade de materiais permite a fabricação de diferentes microcomponentes e alguns exemplos podem ser observados na Fig. 1.1.

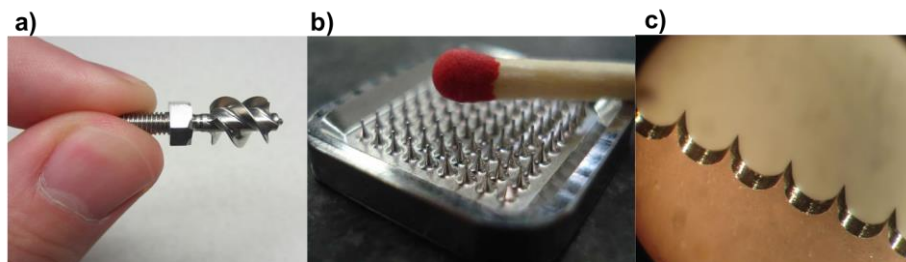


Figura 1.1 – a) Micro impulsor, Aço inoxidável; b) Microcomponente metálico, Aço inoxidável; c) Dispositivo cirúrgico, Aço inoxidável (Microlution, 2015)



Neste contexto, a microusinagem tem se apresentado como uma importante ferramenta. Ela é um processo de alta ou ultra precisão, conforme observado na Fig. 1.2, que envolve a fabricação de peças que possuem dimensões na ordem de micrometros (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

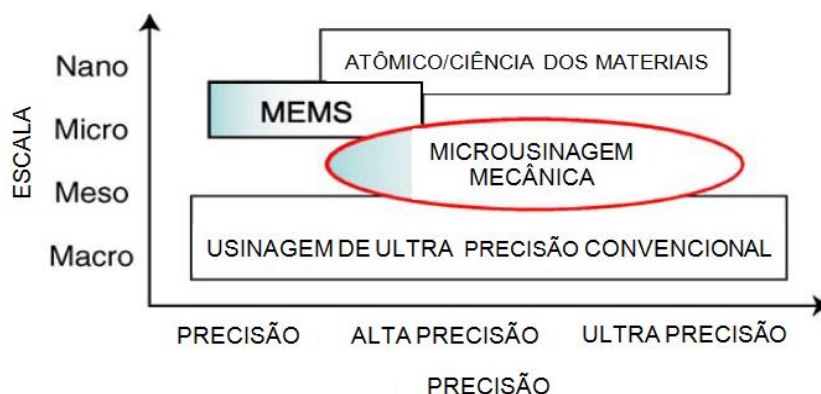


Figura 1.2 – Precisão do processo de microusinagem (Adaptado de Chae, Park e Freiheit, 2006)

Ng et al. (2006) enfatizam que a usinagem em nano e micro escala se refere à remoção de material caracterizada por valores de espessura de corte que variam de alguns nanômetros a poucos micrometros. Já para Aramcharoen et al. (2008), a microusinagem ocorre se fresas de pequeno diâmetro ( $1 - 999 \mu\text{m}$ ) são utilizadas ou se a espessura de corte, equivalente ao avanço no processo de microfresamento, é comparável ao raio da aresta de corte ou ao tamanho do grão do material.

Os autores Câmara et al. (2012) ressaltam que a característica mais importante atribuída a este processo está no fato de que a espessura de corte, e o tamanho do grão do material da peça a usinar tenham dimensões comparáveis ao raio da cunha cortante da ferramenta de microusinagem.

O raio característico de uma aresta de ferramenta utilizada nos processos de microusinagem é da ordem de  $1$  a  $4 \mu\text{m}$  e a espessura de corte típica é menor que  $1 \mu\text{m}$  (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005; SAMUEL et al., 2011). Isso faz com que o processo tenha algumas peculiaridades em relação à usinagem convencional, ou macrousinagem. Por exemplo, eventuais aditivos do fluido de corte a serem utilizados devem ter dimensões compatíveis com as dimensões da zona de corte, de forma a penetrar na interface cavaco-ferramenta, sem, contudo afetar a exatidão dimensional da peça (SAMUEL et al., 2011).

Segundo Samuel et al. (2011), a aplicação de partículas de grafeno como aditivo de fluido de corte pode ser eficiente, pois neste caso as dimensões laterais do aditivo (partículas de grafite) podem se espalhar eficazmente por 1 a 2  $\mu\text{m}$  do raio da aresta da ferramenta.

Para Masuzawa (2000), na fabricação de uma peça, quando é necessário remover um pequeno volume de material juntamente com uma melhoria na precisão da peça fabricada, são estabelecidas duas condições que levam a considerar que a abordagem está direcionada para microusinagem. Isso porque quando um produto em miniatura é solicitado, é desejável que o erro na dimensão do produto seja igualmente reduzido, portanto, maior precisão do equipamento de microusinagem é desejada. Além disso, se o produto possui pequenas dimensões, a taxa de remoção de material, ou o volume total de material removido (parte da peça de trabalho removida durante um ciclo no processo de usinagem a ser utilizado), também deverá ser reduzida. A condição sugerida por essas duas diretrizes é, evidentemente, a condição necessária para microusinagem, sendo, em muitos casos, condições suficientes. Se os dois requisitos forem satisfeitos, a microusinagem seria possível independentemente do tipo do processo de usinagem (MASUZAWA, 2000).

A microusinagem, se comparada à usinagem convencional, enfrenta uma grande diversidade de desafios e restrições, sendo estes originados do efeito causado pela miniaturização da ferramenta de corte, peça de trabalho e do processo global (BERESTOVSKYI e HUNG, 2013).

Segundo Chae, Park e Freiheit (2006), dentre os desafios enfrentados pela microusinagem, o principal é a interação ferramenta-peça, pois cavacos podem não ser formados quando a espessura de corte é menor do que a espessura mínima de corte. Isso se deve aos efeitos elásticos que ocorrem quando são usinadas pequenas espessuras de cavaco, que podem causar, também, instabilidades no corte (DA SILVA, 2013).

A espessura mínima de corte é uma questão importante na microusinagem, porque, até certo ponto, se relaciona com a precisão da usinagem final. A princípio, esta espessura mínima é determinada pela distância mínima atômica dentro da peça de trabalho (JACKSON, 2006).

A principal diferença entre a usinagem convencional e a microusinagem, comumente chamada de efeito escala, está no grande aumento da tensão do fluxo de cisalhamento no material da peça com a redução do tamanho da zona de corte. (SIMONEAU; NG; ELBESTAWI, 2006). Esse aumento pode ser explicado através de duas diretrizes. A primeira se refere ao fortalecimento do material devido ao aumento da taxa de deformação e tensão de escoamento em função da temperatura do material de trabalho na zona de

cisalhamento primária quando a espessura de corte diminui; ou devido à ausência de defeitos na escala micro, pois a integridade superficial, em termos de subsuperfície, e as alterações microestruturais levam ao fortalecimento do material. A segunda diretriz corresponde ao efeito do raio de aresta, pois quando os parâmetros de corte, como a espessura e profundidade de corte, são da mesma ordem ou menor que o raio de aresta, o ângulo de saída efetivo pode tornar negativo contribuindo com a energia específica de corte (CHENG; HUO, 2013).

A microusinagem permite o processamento de diversas variedades de metais e suas ligas, compósitos, polímeros, cerâmicas e alguns aços inoxidáveis, sendo que estes últimos despertam grande interesse para a indústria devido à sua característica de grande resistência à corrosão e à oxidação. Os aços inoxidáveis são classificados em austeníticos, ferríticos, martensíticos, endurecidos por precipitação e duplex.

Os aços inoxidáveis duplex tem uma microestrutura de duas fases, ferrita e austenita, em frações aproximadamente iguais de volume, que combina muitas das propriedades benéficas dos aços ferríticos e austeníticos. Esses aços têm sido muito utilizados em dutos para gás e petróleo, permutadores de calor, vasos de pressão e equipamentos de produção de celulose e papel. No entanto, a sua utilização tem aumentado rapidamente em muitas aplicações que exigem resistência à corrosão e propriedades mecânicas superiores às dos aços inoxidáveis convencionais (Sieurin; Sandström, 2005).

Diante à importância crescente apresentada por esse material e pelo processo de microusinagem, os estudos voltados para os mesmos se intensificaram, o que motivou a realização do presente trabalho que tem como principal objetivo analisar fenômenos envolvidos no processo de microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205, utilizando ferramentas de metal duro revestidas com nitreto de titânio.

Os fenômenos analisados foram:

- desgaste e mecanismos de desgaste das microferramentas;
- rebarbas formadas;
- Qualidade da superfície usinada.

Além disso, por meio da análise do desgaste de ferramenta, a equação de Taylor para o par ferramenta-peça utilizado foi determinada.

## **1.2. Estruturação do trabalho**

Esta dissertação está dividida em seis capítulos, incluindo este texto introdutório (Capítulo I), além da seção de Referências.

O Capítulo II é constituído da revisão da literatura sobre o tema de pesquisa, no qual foram abordados os seguintes tópicos: efeito escala, formação e espessura mínima de cavaco, força e energia específica de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade superficial, formação de rebarba, fluidos de corte e aços inoxidáveis.

No Capítulo III é descrito o procedimento experimental, abordando caracterização do material, das ferramentas utilizadas, além da descrição dos equipamentos e instrumentos utilizados e métodos experimentais empregados.

O Capítulo IV traz os resultados experimentais e a discussão destes resultados. Adicionalmente, é feita uma investigação do fenômenos observados no processo.

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

Por fim, as Referências, contendo a lista de trabalhos citados nesta dissertação.

## **CAPÍTULO II**

### **REVISÃO DA LITERATURA**

#### **2.1. Efeito Escala**

Diferente da usinagem convencional, na microusinagem a espessura de cavaco não deformado (espessura de corte) e o tamanho do grão da peça de trabalho são comparáveis ao tamanho do raio da aresta de corte ( $Re$ ) (CAMÂRA et al., 2012). Devido a esta redução considerável das dimensões envolvidas (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009), há uma diferença entre os mecanismos fundamentais dos processos de usinagem convencional e da microusinagem, é o chamado efeito escala. Este efeito é caracterizado pelo aumento não linear na energia específica de corte, ou seja, pelo aumento da energia por unidade de volume de material removido com a redução da espessura de corte (LIU; MELKOTE, 2007).

Com a redução das dimensões da ferramenta e do material removido, o avanço por dente também é reduzido. Entretanto, isso não ocorre com o tamanho de grão do material da peça, ou seja, o mesmo não é reduzido proporcionalmente. Dessa forma, em um processo de fresamento convencional, por exemplo, a formação do cavaco abrange o cisalhamento de diversos grãos prevalecendo as propriedades mecânicas do material. Já no microfresamento, o cavaco é formado dentro de poucos ou apenas um grão de cada vez. Essa característica se estende a todos os processos de microusinagem e pode ser melhor compreendida pela Fig. 2.1 (BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005).

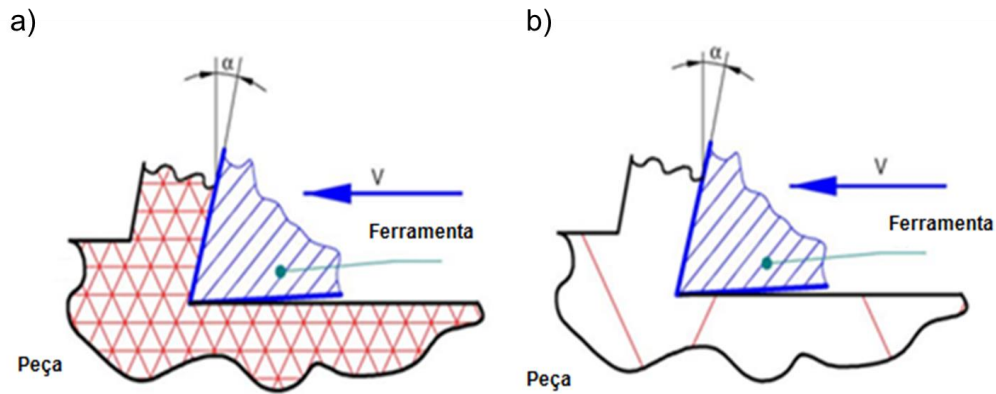


Figura 2.1 – Relação entre a dimensão do grão e a espessura de corte para (a) usinagem convencional e (b) microusinagem (Adaptado de Bissacco, 2004 apud Bissacco; Hansen; Chiffre, 2005)

Na usinagem convencional, como pode ser observado na Fig. 2.2 (a), supõe-se que a aresta de corte é perfeitamente afiada e que não existe contato entre a ferramenta e o material da peça de trabalho ao longo da superfície de folga. Assim, o material é, predominantemente, removido pela força mecânica de cisalhamento, devido à interação entre a ferramenta afiada e a peça, formando assim, o cavaco (ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009).

Entretanto, na microusinagem, como demonstrado na Fig. 2.2 (b), o raio da aresta de corte torna-se expressivo quando comparado com a espessura do material a ser removido. Além disso, quando o tamanho do grão é comparável à espessura de corte, a aresta de corte arredondada tenta fraturar apenas um único grão (ARAMCHAROEN; MANTIVENGA, 2009; BISSACCO; HANSEN; CHIFFRE, 2005).

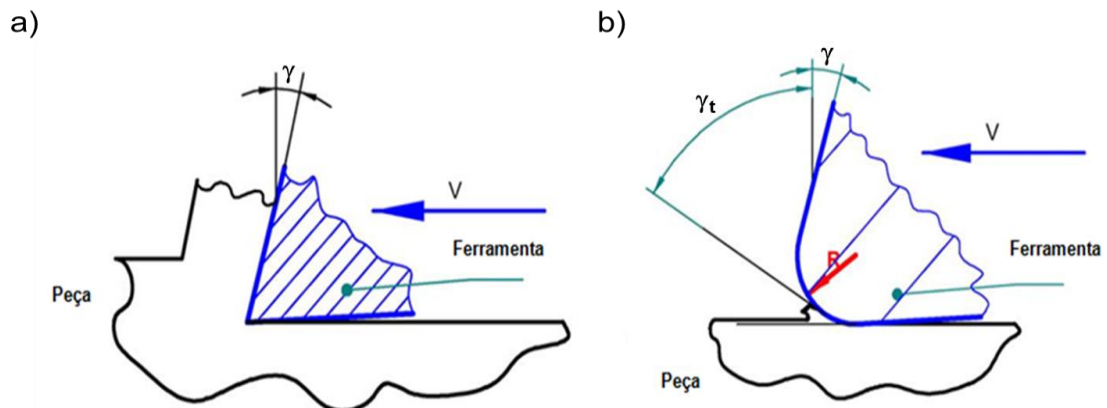


Figura 2.2 – Representação da aresta de corte na (a) usinagem convencional e na (b) microusinagem (Adaptado de Bissacco, 2004 apud Bissacco, Hansen, Chiffre, 2005)

De acordo com Bissacco, Hansen e Chiffre (2005), os processos de fabricação de ferramentas apresentam uma deficiência com relação à precisão do raio mínimo da aresta de corte obtido, que é da ordem de 1 a 4  $\mu\text{m}$ . Com essa pequena magnitude, os processos não conseguem dimensionar o raio da aresta de corte de maneira consistente e, assim, não se pode assumir que a aresta de corte é perfeitamente afiada. Dessa forma, a espessura de corte, quase sempre, apresenta dimensão menor do que o raio da aresta de corte e, então, o cavaco é formado na zona do raio da aresta, experimentando um grande ângulo de saída negativo, conforme observado na Fig. 2.2 (b).

O ângulo de saída demasiadamente negativo traz algumas consequências negativas para este caso, dentre as quais Chae, Park e Freiheit (2006) destacam o aumento relativo considerável da força de cisalhamento na ferramenta, a obtenção de uma superfície rugosa, recuperação elástica da peça de trabalho e a ocorrência do efeito *ploughing* durante o processo de microusinagem.

Quando *ploughing* ocorre, o material deforma plasticamente ou elasticamente e cavacos não são formados. Assim, esse efeito deve ser evitado durante o processo de microfresamento e, para tanto, deve-se definir as condições de corte baseadas na espessura mínima de corte, ou seja, essa espessura deve ser maior que a espessura mínima de corte (YUN et al., 2011).

## **2.2. Formação e espessura mínima de cavaco**

Na literatura está bem definido que, no processo de microusinagem, o cavaco não é formado se a espessura de corte é inferior ao valor crítico, ou seja, inferior à espessura mínima para que ocorra formação de cavaco. Para melhor compreensão desse fato, Chae et al. (2006) propuseram um mecanismo básico do processo de remoção de cavaco, conforme observado na Fig. 2.4 (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009).

Quando a espessura do cavaco não deformado, ou seja, a espessura de corte ( $h$ ), é menor do que a espessura mínima de cavaco não deformado ( $h_m$ ), Fig. 2.4 (a), ocorre apenas deformação elástica e não é removido nenhum material da peça (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; LIU et al. 2004a; WEULE; HUNTRUO; TRISCHLE, 2001).

À medida que a espessura de cavaco não deformado se aproxima da espessura mínima de corte, cavacos são formados por cisalhamento, como descrito na teoria da formação do cavaco para processos de usinagem convencional (MACHADO et al., 2011), sendo que alguma deformação elástica ainda continua ocorrendo (Fig. 2.4 (b)). Como resultado, a profundidade removida da peça de trabalho é menor que a profundidade

desejada. Quando a espessura de cavaco não deformado aumenta além da espessura mínima de corte, a deformação elástica diminui, significativamente, e toda espessura de corte é removida como cavaco, conforme observado na Fig. 2.4 (c) (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; LIU et al. 2004; WEULE; HUNTRUO; TRISCHLE, 2001).

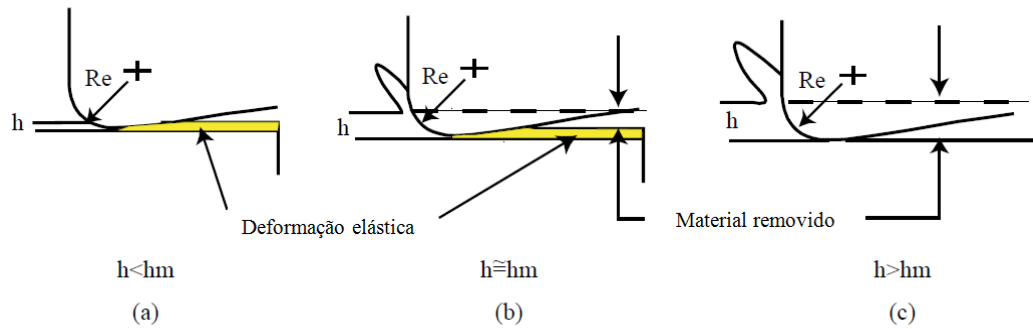


Figura 2.3 – Efeito da espessura mínima do cavaco ( $Re$  é o raio da aresta da ferramenta,  $h$  a espessura de corte e  $h_m$  a espessura mínima do cavaco) (Adaptado de Chae, Park e Freiheit, 2006)

Para Aramcharoen e Mativenga (2009), a determinação da relação espessura mínima do cavaco e o raio da aresta de corte é essencial na microusinagem de modo a evitar ou minimizar o efeito do *ploughing* e alcançar a remoção do material desejado.

Entretanto, determinar a espessura mínima do cavaco, durante o processo, é muito complexa, pois a relação entre o raio da ferramenta e a espessura mínima do cavaco depende do raio da aresta de corte e do material da peça (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Para auxiliar nessa definição, Son, Lim e Ahn (2005) estudaram os efeitos do coeficiente de atrito sobre a espessura mínima de corte na microusinagem e determinaram a espessura mínima do cavaco com base no raio da aresta da ferramenta e no coeficiente de atrito entre a peça de trabalho e a ferramenta. Assim, foi verificado que a espessura mínima do cavaco pode ser aproximada a partir da Eq. 2.1 (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006; SON; LIM; AHN, 2005):

$$h_m = R_e (1 - \cos (\pi/4 - \beta/2)) \quad (2.1)$$

Na qual  $\beta$  é o ângulo de atrito entre a ferramenta e cavaco e  $Re$  é o raio da aresta da ferramenta de corte.



Já Yuan et al (1996) estimaram que a formação do cavaco se dá quando a espessura mínima de corte é cerca de 20 a 40% do raio de aresta para diferentes tipos de materiais da peça de trabalho.

A importância da definição da variável  $h_m$  pode ser enfatizada pelo fato de que, quando se usa uma espessura de corte com dimensão menor do que o valor mínimo, ocorre grande recuperação elástica parcial do material, o que pode afetar a formação do cavaco, as forças de corte e a geração de superfície durante a microusinagem (MALEKIAN et al., 2012).

No que se refere à superfície gerada, esta apresenta um aumento na rugosidade, pois a geometria do processo faz com que uma parcela do material seja empurrada para debaixo da ferramenta, ocorrendo recuperação elástica, depois do passe da ferramenta, sendo que uma pequena região sofre deformação plástica (FILIZ et al. 2007).

Weule, Huntruo e Trischle (2001) nos seus estudos, em que foram verificados os pré-quesitos para a microusinagem do aço SAE 1045 e a interação entre as propriedades dos materiais e os parâmetros do processo sobre o resultado de fabricação, usando ferramentas de carboneto de tungstênio, puderam verificar que a espessura mínima de corte depende da afiação da ferramenta e das propriedades dos materiais, bem como influencia na execução e resultados do processo de microfresamento.

Essa constatação foi feita a partir de uma análise da seção transversal da superfície usinada, onde foi identificado um perfil semelhante ao dente de serra na topografia, como pode ser observado na Fig. 2.5. A identificação desse perfil levou à hipótese da existência da relação entre a espessura mínima de corte e a qualidade da superfície microusinada, tendo em vista que ela se assemelhou ao perfil teórico da superfície (Fig. 2.6), que foi esboçado, levando em consideração que a espessura mínima de corte determina a rugosidade da superfície (WEULE; HUNTRUO; TRISCHLE, 2001).

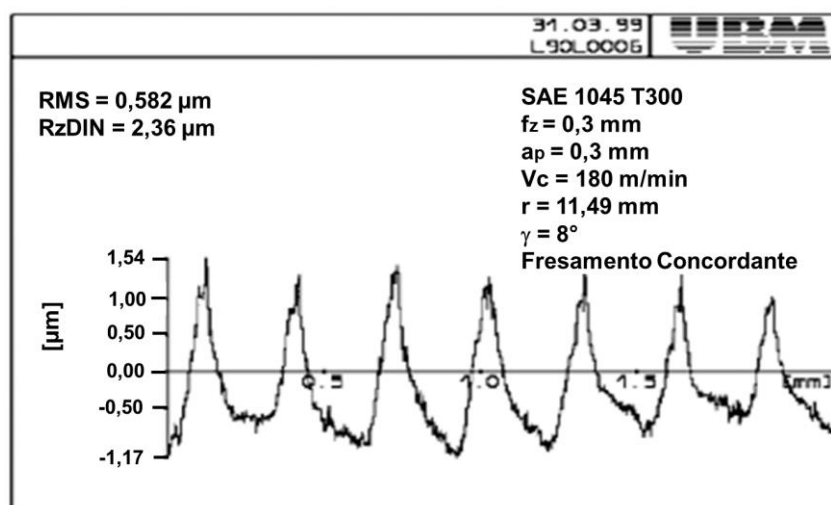


Figura 2.4 – Perfil medido da superfície (Weule; Huntruo; Trischle, 2001)

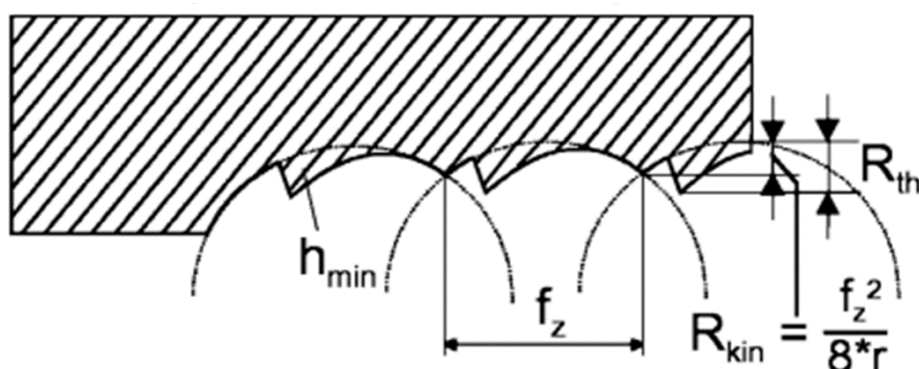


Figura 2.5 – Perfil teórico da superfície, considerando o efeito da espessura mínima de corte (Weule; Huntruo; Trischle, 2001)

### 2.3. Força e energia específica de corte

A relevância do estudo das forças atuantes no processo de usinagem se justifica pela possibilidade de se estimar aquelas que estão envolvidas nos elementos das máquinas-ferramentas bem como os requisitos de potência para realização de corte, além de permitir a manutenção da relação com o desgaste da ferramenta de corte, possibilitando análise econômica do processo (MACHADO et al., 2011).

A força de usinagem é a força total que atua sobre uma cunha cortante durante o processo de usinagem. Ela possui componentes que são obtidas pela sua projeção sobre um plano ou direção qualquer, ou seja, por meio de uma decomposição ortogonal (FERRARESI, 1970). As três componentes básicas da força de usinagem são (MACHADO et al., 2011):

- a) Força de corte ( $F_c$ ): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte;
- b) Força de avanço ( $F_f$ ): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de avanço;
- c) Força passiva ( $F_p$ ): projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

Na Fig. 2.7 são mostradas as componentes da força de usinagem  $F_c$  e  $F_f$  e a força resultante  $F_r$  em um corte ortogonal.

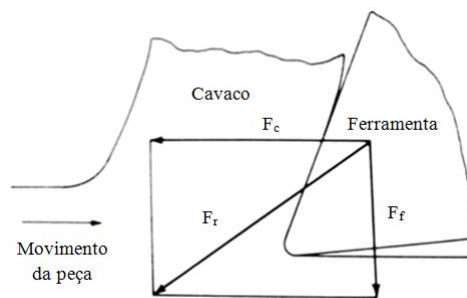


Figura 2.6 – Componentes da força de usinagem  $F_c$  e  $F_f$  (Adaptado de BOOTHROYD; KNIGHT, 1989)

De acordo com Chae, Park e Freiheit (2006), a força de corte está intrínseca ao processo de formação de cavaco. Ela determina a deflexão da ferramenta e as tensões de torção, que limitam o avanço, pois grandes forças de corte causam grandes tensões de torção que podem provocar desvios dimensionais não aceitáveis, além de impactar em um pequeno avanço, o que inviabiliza operações de acabamento (BUDAK, 2000).

A partir da força de corte e da velocidade de corte, pode-se obter a potência de corte e, consequentemente, a energia específica de corte. A potência de corte é necessária para que a máquina-ferramenta consiga girar e executar seu movimento de corte e pode ser determinada pela relação (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006):

$$P_c = F_c \cdot V_c \quad (2.2)$$

Já a energia específica de corte, energia consumida por unidade de volume de material removido, é um parâmetro que indica a eficiência do processo, independente da velocidade de corte e pode ser determinado pela relação (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989):

$$E = P_c/Z_w = F_c/A_c \quad (2.3)$$

Em que  $Z_w$  é a taxa de material removido e  $A_c$  é a área da seção transversal do cavaco não deformado.

Tendo em vista as diferenças entre os processos de microusinagem e macrousinagem, como podem ser observadas na Fig. 2.2, este conceito de energia específica por unidade de volume de material removido aplicado à usinagem com ferramentas de aresta afiada não pode ser utilizado na microusinagem devido às mudanças que ocorrem nas forças de corte. Isso se deve, primordialmente, porque neste processo a espessura de corte possui dimensão da ordem do raio da aresta da ferramenta, o ângulo de saída é demasiadamente negativo e a deformação elástico-plástica ocorre na superfície de saída da peça de trabalho, onde há o contato ferramenta-peça (CHAE, PARK e FREIHEIT, 2006).

Nessas condições, onde o efeito do raio da aresta da ferramenta deve ser considerado, estudos do comportamento das forças no processo de microusinagem têm sido desenvolvidos. Kang, Kim e Seo (2008) propuseram um modelo de força de corte analítico e para tanto, os autores analisaram, experimentalmente, as forças de corte envolvidas no microfresamento de topo de uma peça Al6061-T6. Para realização dos ensaios, foi utilizada uma microferesa de 200  $\mu\text{m}$  diâmetro e raio de aresta em torno de um micrometro. Os autores constataram que quando a espessura de corte foi menor que 1,5  $\mu\text{m}$ , a força de avanço apresentou-se maior que a força de corte principal, mostrando um comportamento diferente do apresentado pelo fresamento convencional. No microfresamento, a força de avanço apresentou valor maior que a força principal de corte devido ao efeito *ploughing* e de deslizamento. Tendo em vista que, no fresamento convencional, se espera que a força de avanço corresponda a 30% da força de corte principal, os modelos de força de corte existentes são limitados para prever a força de corte no processo de microfresamento (KANG; KIM; SEO, 2008).

Boothroyd e Knight (1989) procuraram representar as forças de usinagem, considerando a aresta de corte uma superfície cilíndrica, como demonstrado na Fig. 2.9. Com as altas tensões, agindo próximo à aresta de corte da ferramenta, o material da ferramenta próximo a essa região pode deformar. Essa deformação pode causar contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Entretanto, a força agindo na aresta de corte da ferramenta e a que pode agir na superfície de folga não contribuem para a remoção de cavaco e são referidas como forças *plowing* ( $F_p$ ). Os autores atribuem essas forças ao

efeito escala, onde se tem aumento da energia específica de corte a baixos valores de espessuras de corte.

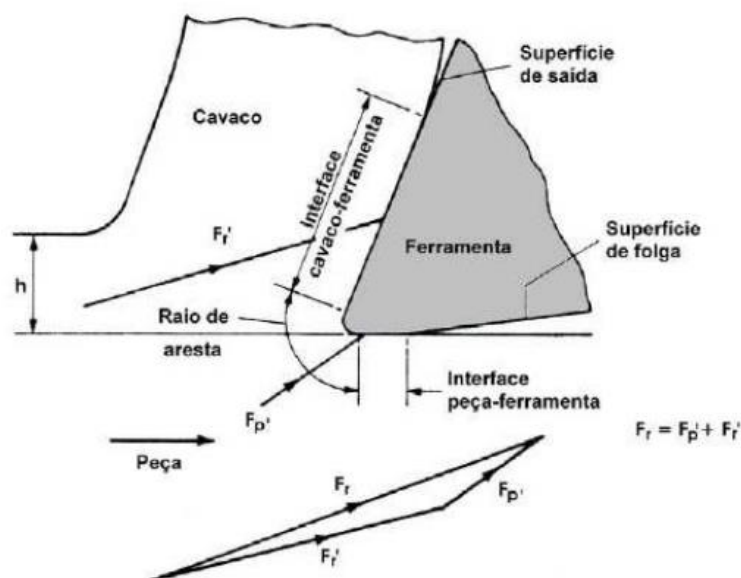


Figura 2.7 – Regiões de contato da aresta da ferramenta (Adaptado de BOOTHROYD; KNIGHT, 1989)

No que se refere à energia específica de corte, Liu e Melkote (2007), por meio da realização de simulações do micro corte ortogonal de um Al5083-H116, observaram que ela aumenta aproximadamente 100%, quando a razão  $h/Re$  (espessura de corte/raio da aresta da ferramenta) diminui de 4 para 0,6, indicando que o efeito escala é considerado nas simulações utilizando uma ferramenta com raio de ponta.

Observação semelhante também foi retratada por Aramcharoen e Mativenga (2009), que em seus estudos analisaram o processo de microfresamento em uma peça de aço ferramenta H13. Os autores constataram que baixos valores da razão da espessura de corte com o raio da aresta da ferramenta proporcionam uma maior energia específica de corte. Além disso, verificaram que um aumento não linear da energia específica de corte é obtido quando há uma redução do avanço por dente, especialmente, quando ele se torna menor que o raio da aresta da ferramenta. De acordo com os autores, esse resultado mostra que, quando o raio da aresta da ferramenta é maior que a espessura de corte, ocorre uma maior deformação elástica e *ploughing*, sendo que o efeito deste desempenha papel crítico quando o avanço por dente é baixo.

Na figura 2.10 é ilustrada a variação da pressão específica de corte em função do avanço obtido para a usinagem de alumínio. A pressão específica de corte, ou energia por unidade de volume de material removido, aumenta com a diminuição do avanço.

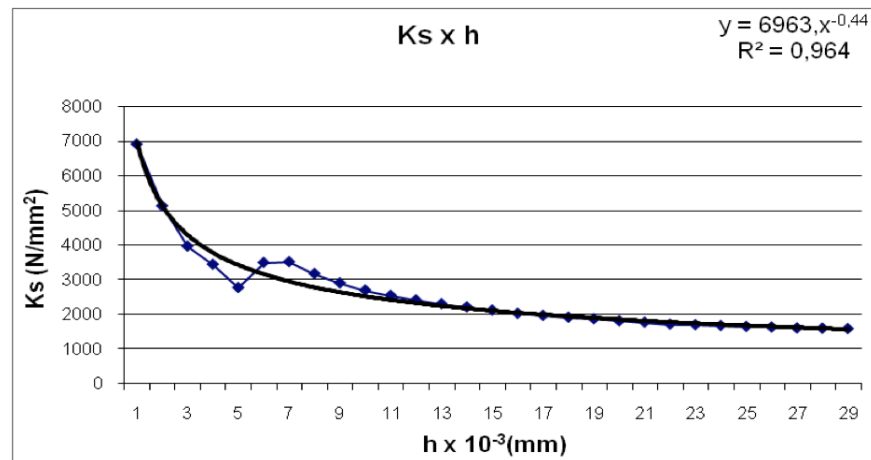


Figura 2.8 – Pressão específica de corte,  $K_s$ , em função do avanço, na usinagem de alumínio (DA SILVA, 2013)

#### 2.4. Desgaste de ferramenta

Nas operações de usinagem convencional, o desgaste de ferramenta é um tema bastante discutido, entretanto, as considerações feitas podem não ser válidas para o processo de microusinagem devido às pequenas dimensões envolvidas neste processo e as suas influências nos diversos desenvolvimentos que não são considerados no caso da macrousinagem (RAHMAN; KUMAR; PRAKASH, 2001).

Este item aborda algumas considerações a respeito do desgaste de microferramentas. Antes porém, é necessário abordar o tema para o processo de usinagem convencional.

O desgaste de ferramenta é considerado como a ocorrência de deformação ou de perda gradual de material durante o corte, ocasionando alteração da geometria da ferramenta a partir da sua forma original (ISO 3685, 1993). Na Figura 2.11 podem ser observados os seguintes tipos de desgaste:

- a) Desgaste de flanco (ou frontal): é observado na superfície de folga da ferramenta e é causado pelo seu contato com a peça (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).
- b) Desgaste de entalhe: em alguns casos, este tipo de desgaste surge nos dois extremos de contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. Ele muda a forma da ponta da ferramenta, influenciando no acabamento superficial (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

c) Desgaste de cratera: a cratera formada na face da ferramenta se adapta à forma da parte inferior do cavaco e está restrita à área de contato entre cavaco-ferramenta (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).

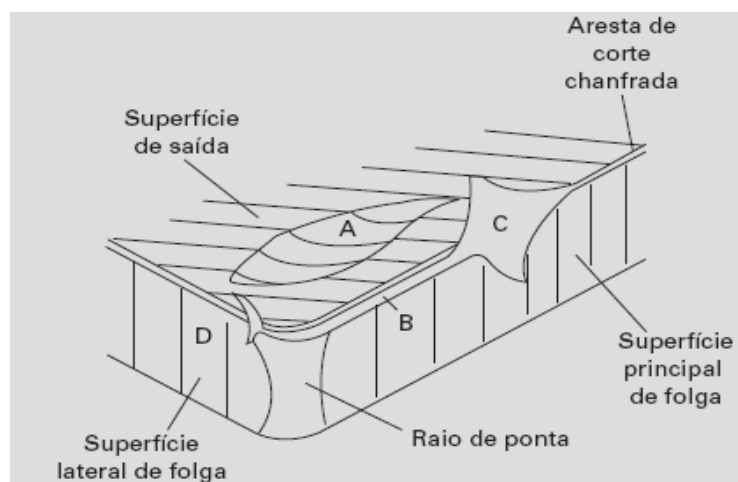


Figura 2.9 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte, onde A representa desgaste de cratera, B desgaste de flanco, C e D desgaste de entalhe (DEARNLEY; TRENT, 1982 apud MACHADO, 2011)

Sob condições diversas, a natureza fundamental do mecanismo de desgaste pode ser diferente. Na usinagem, diversos pesquisadores classificam esses mecanismos de distintas maneiras. Boothroyd e Knight (1989) classificam os mecanismos de desgaste por adesão, abrasão e difusão.

O desgaste de adesão, geralmente, ocorre a baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta é irregular, fazendo com que a aresta postiça de corte apareça e a natureza do processo se torne menos contínua. Dessa forma, fragmentos demasiadamente pequenos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente a interface (MACHADO et al., 2011).

Já o desgaste por abrasão acontece quando as partículas abrasivas, debaixo do cavaco, passam na face da ferramenta e remove material da mesma por uma ação mecânica (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989). Essas partículas podem ser precipitados duros pertencentes ao material da peça ou do cavaco, como também pertencentes a ambos, peça e cavaco (MACHADO et al., 2011).

No que se refere ao mecanismo de desgaste por difusão, este ocorre quando átomos da estrutura cristalina metálica movem da região de alta concentração atômica para uma de baixa concentração. Esse processo depende da temperatura, sendo que a taxa de difusão aumenta com a mesma. Com o contato íntimo entre o material da peça e da ferramenta, a

altas temperaturas, os átomos movem do material da ferramenta para a peça, ocorrendo a difusão (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).

Já Trent e Wright (2000), como se pode observar na Fig. 2.12, além desses três mecanismos, consideram a deformação plástica por cisalhamento a altas temperaturas, deformação plástica sob tensão de compressão e desgaste sob condições de deslizamento (desgaste de entalhe).

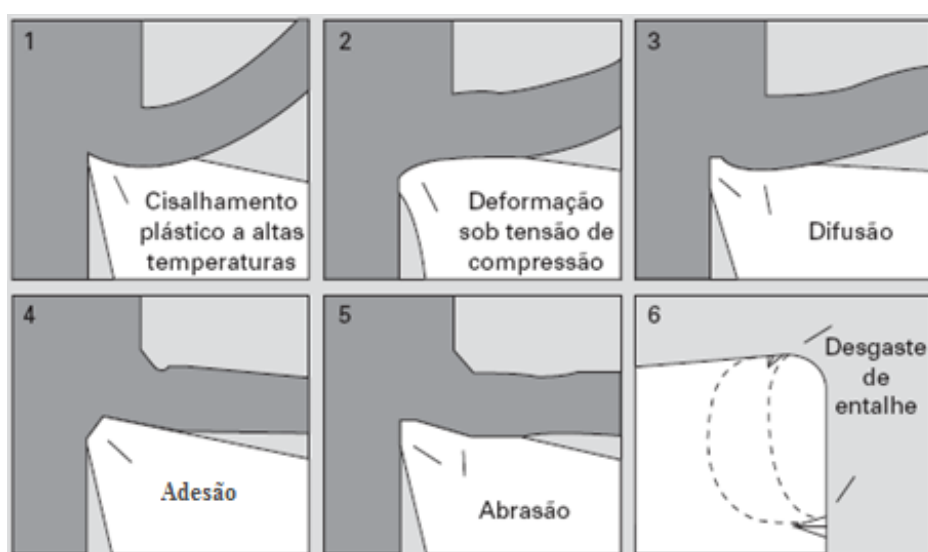


Figura 2.10 – Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (Adaptado de MACHADO et al., 2011)

O mecanismo de deformação plástica por cisalhamento a altas temperaturas ocorre na usinagem de materiais com alto ponto de fusão a elevadas taxas de velocidade e avanço, tendo como forma característica de desgaste a formação de uma cratera (TRENT; WRIGHT, 2000).

A deformação plástica, sob tensão, ocorre quando se usina materiais de elevada dureza. Com as altas tensões de compressão e elevadas temperaturas na superfície de saída, a deformação plástica em arestas de aço rápido ou metal duro pode ocorrer, levando a uma falha catastrófica. Já o desgaste de entalhe, além de ser classificado como forma de desgaste, é também considerado como mecanismo de desgaste, pois ainda não há um consenso que explique como ele ocorre (MACHADO et al., 2011).

Qualquer que seja o mecanismo de desgaste atuante, a ferramenta possui um período de tempo no qual ela trabalha efetivamente até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido, esse tempo é comumente conhecido como vida da ferramenta. Quando ele é atingido, a ferramenta deve ser reafiada ou substituída (FERRARESI, 1970).



A vida da ferramenta pode ser expressa em função da velocidade de corte, obtendo assim, a sua curva de vida, que foi proposta, primeiramente, por F. W. Taylor. Se a curva de vida for colocada em um gráfico bilogarítmico, será obtida uma representação próxima da linear, indicando uma relação exponencial entre  $T$  (tempo de vida) e  $V_c$  (velocidade correspondente), levando à equação proposta por Taylor (MACHADO et al., 2011):

$$V_c \cdot T^y = C \quad (2.4)$$

Em que  $y$  e  $C$  são constantes específicas para cada par ferramenta/peça e demais condições de corte.

Um pequeno desgaste em uma ferramenta convencional pode aumentar uma pequena porcentagem da força de corte, podendo danificar o acabamento superficial. Já na microusinagem, um pequeno desgaste pode eliminar metade de uma das arestas da microferramenta, podendo duplicar a força de corte na outra aresta de corte. Sendo assim, se faz necessário redefinir o mecanismo de desgaste das ferramentas utilizadas na microusinagem e os critérios de fim de vida (RAHMAN; KUMAR; PRAKASH, 2001).

Nesse sentido, Ucun, Aslantas e Bedir (2013) estudaram o desgaste de ferramenta ocorrido durante o microfresamento de uma superliga de níquel 718. Eles, analisaram a influência do material do revestimento sobre o desgaste. Para tanto, foi utilizada uma microferramenta de 768  $\mu\text{m}$  de diâmetro e diferentes tipos de revestimentos. Dentre os resultados obtidos, os autores constataram que, geralmente, nas ferramentas ocorre o desgaste de flanco, além de fraturas ao longo das laterais. Também, foi verificado que o revestimento forneceu certa resistência à ferramenta devido ao menor lascamento (*less chipping*) observado na ferramenta revestida.

A variação do diâmetro e do raio de aresta da ferramenta foi analisada. Nessa análise, observou-se que, como pode ser visto na Fig. 2.13, os pontos de corte, os mais fracos da aresta de corte, são aqueles que se desgastam mais rapidamente. Além disso, o efeito da rotação aumentou, em um sentido, o raio de aresta, passando de  $r_1$  para  $r_2$ , devido ao desgaste abrasivo. Com o prosseguimento do processo de corte, o desgaste da ferramenta aumenta, formando, assim, uma cunha. Com isso, o raio de aresta passa a ser  $r_3$ , raio este que é menor do que o raio  $r_2$ . Sendo assim, nota-se que o raio de aresta, que aumentou inicialmente com a redução do diâmetro da ferramenta, passou a apresentar uma tendência de redução (UCUN; ASLANTAS; BEDIR, 2013).

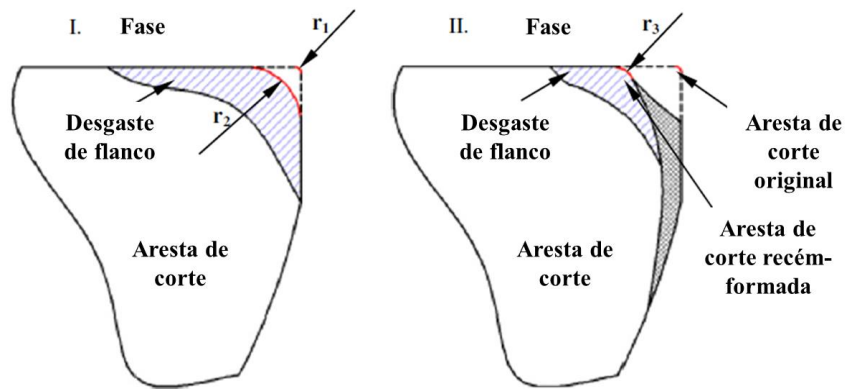


Figura 2.11 – Mudança do raio de aresta de acordo com o desgaste ( $r_2 > r_3 > r_1$ ) (Adaptado de Uzun, Aslantas e Bedir, 2013)

Berestovskyi e Hung (2013) também analisaram a influência do revestimento da ferramenta no desgaste da mesma. No estudo, os autores constataram que, assim como ocorre no processo de usinagem convencional, o desgaste da microferramenta é minimizado com o revestimento correto da mesma. Os autores fizeram essa constatação ao analisar uma fresa de topo sem revestimento após a usinagem de microcanais de 24 mm de comprimento no aço inoxidável (Fig. 2.14 (a)), onde um progressivo desgaste abrasivo é observado, e uma fresa de topo com revestimento depois da usinagem de 24 mm de aço inoxidável e 8 mm de liga NiTi (Fig. 2.14 (b)), onde não se observa nenhum desgaste abrasivo.

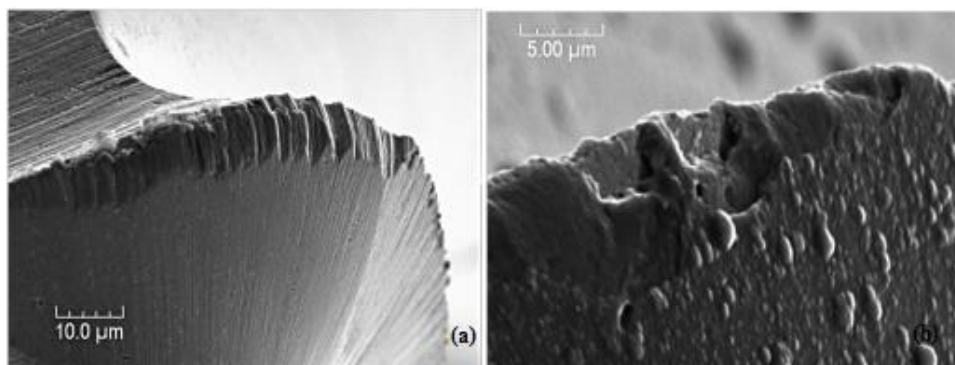


Figura 2.12 – Fresa de topo (a) sem revestimento após a usinagem de microcanais de 24 mm de comprimento no aço inoxidável; (b) com revestimento depois da usinagem de 24 mm de aço inoxidável e 8 mm de liga NiTi (BERESTOVSKYI; HUNG, 2013)

Já Rahman, Kumar e Prakash (2001) estudaram o microfresamento no cobre puro, usando dois diferentes ângulos de hélice ( $25^\circ$  e  $30^\circ$ ) em condições de corte variadas. Os pesquisadores observaram que quanto maior a profundidade de corte, menor é a taxa de

desgaste e quanto menor a velocidade de corte, menor é a taxa de desgaste. Além disso, eles verificaram a ocorrência de um desgaste não uniforme em ambas as arestas de corte (ângulos de hélice de 25° e 30°), o que provocou aumento da força de corte, ocasionando a falha da ferramenta. Os autores ressaltaram que uma das razões para o desgaste da ferramenta foi a formação de cavacos na forma de espiral.

Tendo em vista a imprevisibilidade e os problemas proporcionados pelo desgaste da ferramenta na microusinagem, De Cristofaro et al. (2012) buscaram desenvolver novos revestimentos com o intuito de reduzir o desgaste das ferramentas no processo de microfresamento. Para tanto, investigaram, experimentalmente, suas performances em termos de desgaste durante a usinagem de aço temperado em alta velocidade. Neste estudo, foi constatado que o desgaste de flanco foi reduzido fortemente quando se usina a altas velocidades. Além disso, foi encontrada uma redução do desgaste de 62%, 42%, 77% e 12% ao utilizar revestimentos de monocamada de titânio, monocamada nano estruturada de cromo, monocamada nano estruturada de baixo teor de silício e monocamada nano estruturada de teor de silício médio, respectivamente. O revestimento de monocamada nano estruturada de baixo teor de silício mostrou bom desempenho, sempre melhor ou igual à apresentada pelo revestimento comercial. Além disso, ele apresentou um comportamento mais estável que os demais. Sendo assim, esse revestimento pode ser preferível para a exploração industrial (DE CRISTOFARO et al., 2012).

## **2.5. Rugosidade Superficial**

A rugosidade superficial é um fator de grande importância para obter o desempenho desejado da peça de trabalho. Em aplicações de engenharia, ela tem sido largamente utilizada para monitoramento de máquinas-ferramentas (WHITEHOUSE, 1997). A rugosidade é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos resultantes da ação intrínseca ao processo de corte. Ela depende de vários parâmetros como máquina-ferramenta, propriedades do material da peça, geometria e material da ferramenta e operação de usinagem. Além disso, pode ser avaliada em diversos parâmetros classificados em: parâmetros de amplitude, de espaço e híbridos (MACHADO et al., 2011).

Os parâmetros de amplitude consideram as alturas dos picos, profundidades dos vales ou ambos. Já os parâmetros de espaço, são definidos pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo da superfície e os parâmetros híbridos se dão pela combinação dos parâmetros de amplitude e de espaço (MACHADO et al., 2011). Dentre os parâmetros de amplitude, o desvio aritmético médio,  $R_a$ , é o mais empregado, principalmente para controle de processo, tendo em vista que alterações no seu valor representam alterações no

processo, especialmente no desgaste da ferramenta (MUMMERY, 1992 apud MACHADO et al., 2011).

O amplo uso da rugosidade como parâmetro de saída ocorre também no processo de microusinagem, onde diversos trabalhos têm sido desenvolvidos de forma a analisar a qualidade da superfície gerada durante a microusinagem.

Diante disso, Filiz et al. (2007) buscaram analisar a rugosidade superficial em função do avanço e velocidade de corte, conforme observado no gráfico da Fig. 2.15, no processo de microfresamento. Para tanto, utilizou-se o corpo de prova de cobre comercialmente puro 101 e microfresas de carbeto de tungstênio com 254  $\mu\text{m}$  de diâmetro. No estudo foi verificado que para as duas velocidades mais altas (80 e 120 m/min), a rugosidade superficial permaneceu constante até, aproximadamente, 3  $\mu\text{m}$ /aresta. Quando o avanço ultrapassa 3  $\mu\text{m}$ /aresta, a essas velocidades, a rugosidade começa a aumentar, devido ao cisalhamento se tornar predominante. Além disso, a essas velocidades, a rugosidade obtida foi maior que a teórica, mostrando a influência da espessura mínima de corte, dos efeitos *ploughing* e da recuperação elástica na geração de superfície (FILIZ et al. 2007).

No que se refere à rugosidade obtida, utilizando a velocidade de corte de 40 m/min, esta se comportou com pouca variação até o avanço de aproximadamente 1,5  $\mu\text{m}$ /aresta, passando a aumentar até o avanço de 3  $\mu\text{m}$ /aresta. Entretanto, após esse avanço, a rugosidade reduziu, sendo que não houve uma explicação para esse comportamento. Portanto, os autores concluíram que, de forma geral, avanços menores produzem acabamento superficial melhor (FILIZ et al. 2007).

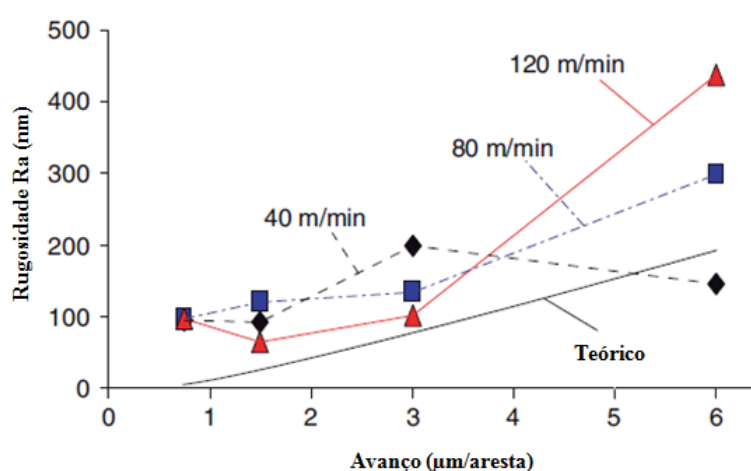


Figura 2.13 – Média da rugosidade superficial  $Ra$  em função do avanço e velocidade de corte (Adaptado de Filiz et al., 2007)

Uhlmann, Piltz e Schauer (2005), ao estudarem o processo de microfresamento em materiais de tungstênio-cobre sinterizados, também verificaram a influência da velocidade de corte na rugosidade superficial e puderam observar que, até a velocidade de 80 m/min, a rugosidade superficial aumenta com a redução da velocidade de corte. Tal comportamento pode ser devido, por um lado, à formação de aresta postiça de corte na superfície de folga da ferramenta e, por outro, devido à deflexão ortogonal da ferramenta na direção de avanço (UHLMANN; PILTZ; SCHAUER, 2005).

Outros pesquisadores que analisaram a rugosidade superficial no microfresamento foram Aramcharoen e Mativenga (2009). Entretanto, a análise foi feita em função da relação da espessura de cavaco não deformado com o raio da aresta de corte, conforme observado na Fig. 2.16. O material estudado foi aço ferramenta H13 e as ferramentas utilizadas, fresas de topo de carboneto de tungstênio com diâmetro de 900  $\mu\text{m}$ . Os resultados mostraram que quando a espessura de cavaco não deformado foi menor que o raio da aresta de corte, ou seja, a relação da espessura de cavaco não deformado com o raio da aresta de corte foi menor ou igual a um ( $r_r \leq 1$ ), a rugosidade superficial diminuiu com aumento da espessura de cavaco indeformado. Os autores atribuem tal fato à redução do efeito *ploughing* para avanços maiores, que resultam em menor recuperação elástica do material da peça. Já quando a relação é maior do que um ( $r_r > 1$ ), foi observado aumento da rugosidade superficial com o avanço, sendo a influência apresentada por este semelhante à ocorrida na macrousinagem.

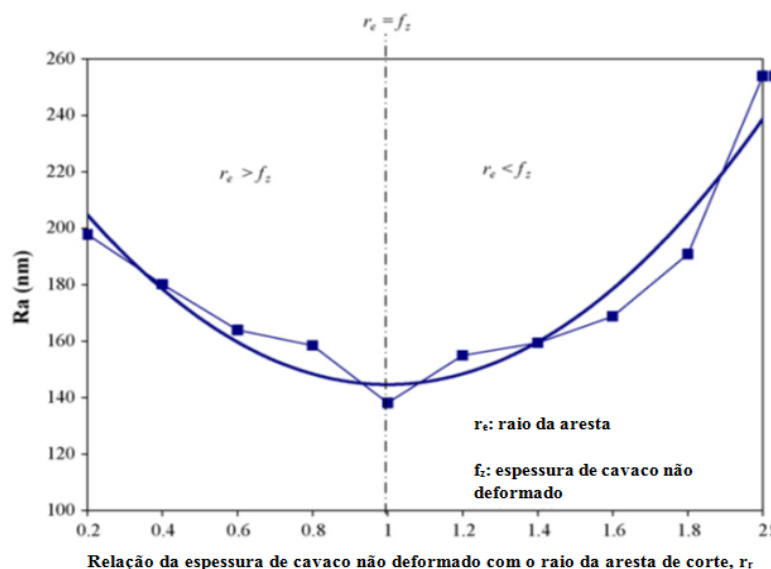


Figura 2.14 – Rugosidade superficial em função da relação da espessura de cavaco não deformado com o raio da aresta de corte (Adaptado de Aramcharoen e Mativenga, 2009)

Já Bodziak et al. (2013) compararam o processo de usinagem por descargas elétricas (EDM) com o microfresamento e, no estudo, analisaram a rugosidade superficial obtida por cada processo. Foi constatado que, para o EDM, a rugosidade superficial foi cerca de seis vezes maior que para o microfresamento. Também foi verificado que as marcas mais fortes produzidas pela fresa não danificam tanto a superfície como no processo de EDM.

No que se refere aos materiais multifásicos, Vogler, DeVor e Kapoor (2004), constaram que a rugosidade, além de ser afetada pelo efeito da espessura mínima de corte, sofre influência de outro mecanismo que é a formação de rebarbas nos contornos de grão. De acordo com os autores, esses dois fenômenos apresentam um *trade off*, tendo em vista que o mecanismo da formação de rebarbas atua de forma que a rugosidade aumente com o avanço, enquanto o efeito da espessura mínima de corte faz com que a rugosidade reduza com o aumento do avanço, tornando o controle dessa variável mais complexo.

## **2.6. Formação de rebarba**

Rebarbas são projeções indesejáveis de material que aparece depois da borda da peça devido à deformação plástica desta durante o processo de usinagem (OLVERA; BARROW, 1996). Assim como na usinagem convencional, os processos de microusinagem não estão isentos de produzirem peças sem rebarbas. Embora essas rebarbas possuam tamanho menor, são proporcionalmente muito maiores se comparadas com as rebarbas formadas nos processos de macrousinagem. Também causam problemas na montagem de micropeças e, além disso, a remoção de rebarbas nos microcomponentes é muito mais complexa, se comparada às peças com dimensões convencionais. Sendo assim, o estudo e controle da formação de rebarbas na microusinagem se mostram de extrema importância (LEKKALA, 2011).

Nesse sentido, diversos pesquisadores têm desenvolvido trabalhos sobre a formação de rebarbas na microusinagem como, por exemplo, Lee e Dornfeld (2002) que estudaram a formação de rebarba no alumínio 6061-T6 e cobre 110 em função de variáveis de usinagem. Da classificação da rebarba em um canal fresado, mostrada na Fig. 2.17, os autores consideraram apenas cinco tipos diferentes de rebarba importantes para a análise da influência dos parâmetros de corte sobre a formação de rebarba no microfresamento: rebarba de entrada lateral concordante, rebarba de topo concordante e discordante, rebarba de saída na parte inferior do microcanal e rebarba de saída lateral discordante. Isso porque as rebarbas de entrada lateral discordante e rebarba de saída lateral concordante foram mínimas, assim como, a rebarba de entrada na parte inferior do microcanal se apresentou

muito pequena para que fosse possível realizar uma avaliação razoável (LEE; DORNFELD, 2002).

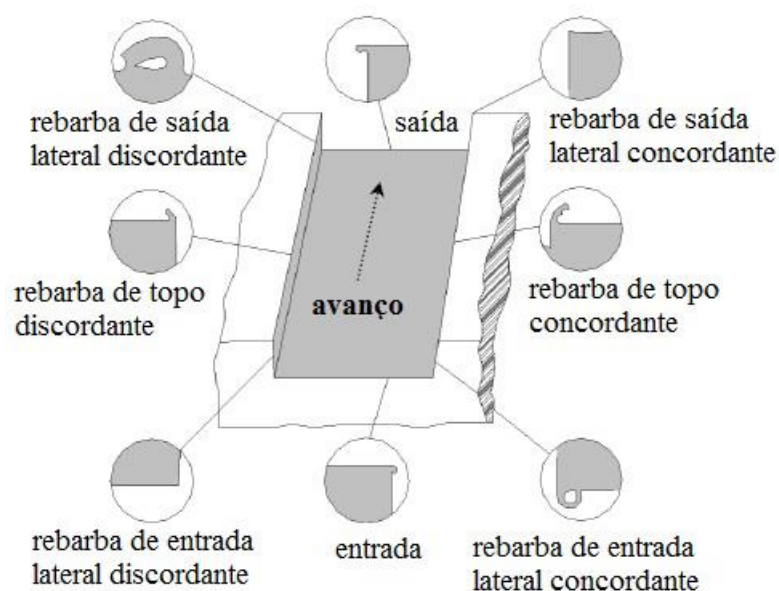


Figura 2.15 – Vista esquemática da forma e localização da rebarba no canal fresado (Adaptado de Lee e Dornfeld, 2002)

Já Chern et al. (2007) investigaram, experimentalmente, a formação de rebarbas na microusinagem e as classificaram em quatro tipos: rebarba primária, rebarba em forma de agulha, rebarba pena e rebarba menor. Na Fig. 2.18 são ilustrados cada um desses tipos de rebarba.

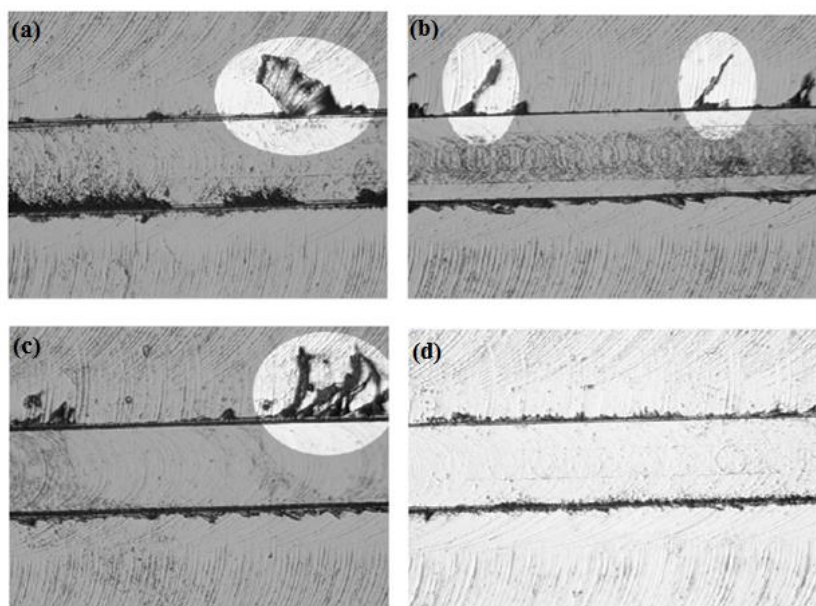


Figura 2.16 – Tipos de rebarbas na microusinagem: (a) rebarba primária; (b) rebarba em forma de agulha; (c) rebarba pena; (d) rebarba menor (Chern et al., 2007)

Para melhor compreensão do processo de formação da rebarba primária, os autores elaboraram uma ilustração, mostrada na Fig. 2.19. Quando a microferramenta falha em produzir cavaco, o atrito torna-se predominante. O material à frente da ferramenta é empurrado e deformado, plasticamente (Fig. 2.19 (a)). Então, esse material é fraturado próximo ao meio (Fig. 2.19 (b)) e a rebarba primária é formada (Fig. 2.19 (c)) e com a largura aproximada da metade do diâmetro da ferramenta (Fig. 2.18 (d)). Se a fratura ocorre na rebarba primária, durante o processo de microusinagem, a rebarba tipo pena ou rebarba em forma de agulha é formada. A rebarba menor é criada quando a penetração de trabalho e o avanço são muito pequenos (CHERN et al., 2007).



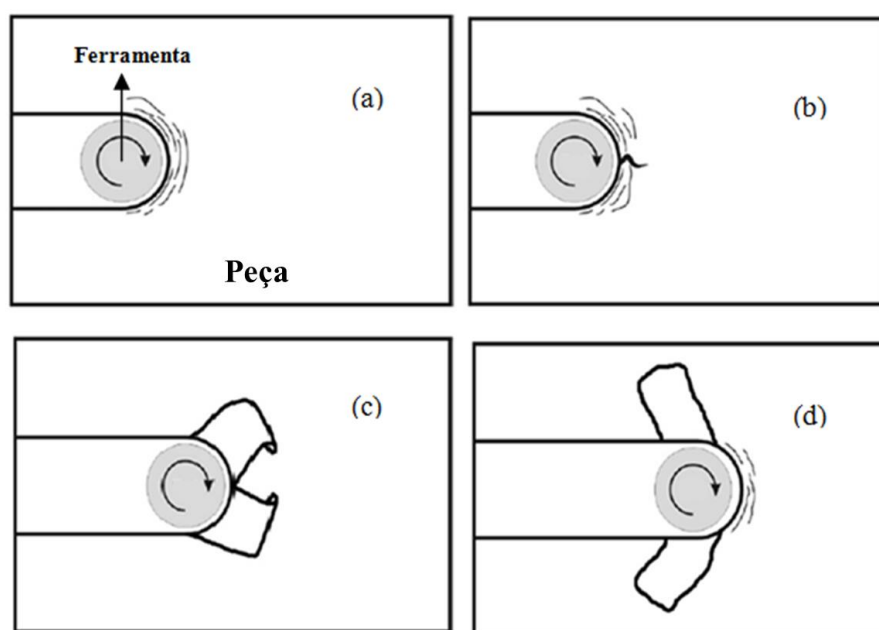


Figura 2.17 – Processo de formação da rebarba primária (Adaptado de Chern et al., 2007)

No estudo do processo de microfresamento aplicado à fabricação de moldes de microinjeção em aço ferramenta endurecido, Bissacco, Hansen e Chiffre (2005) constataram que a altura relativa das rebarbas de topo é maior do que na usinagem convencional, tendo em vista que a espessura de corte, quando inferior ao raio da aresta de corte, gera um alto estado de tensão compressiva biaxial em um maior volume de material, forçando uma maior quantidade de material à protuberância na superfície livre, onde a deformação não é impedida.

Já Filiz et al. (2007), ao analisarem a formação de rebarbas no cobre comercialmente puro 101 com microfresas de carbeto de tungstênio, observaram que o menor avanço ( $0,75 \mu\text{m}/\text{aresta}$ ) proporcionou maiores rebarbas de topo, independente da velocidade de corte, como pode ser observado na Fig. 2.20. Para a velocidade de  $40 \text{ m/min}$ , o aumento do avanço reduziu as rebarbas, já para a velocidade de  $120 \text{ m/min}$ , a formação de rebarba não foi significativamente influenciada pelo avanço. Além disso, notou-se que a formação de rebarba recebe grande influência do desgaste da ferramenta.

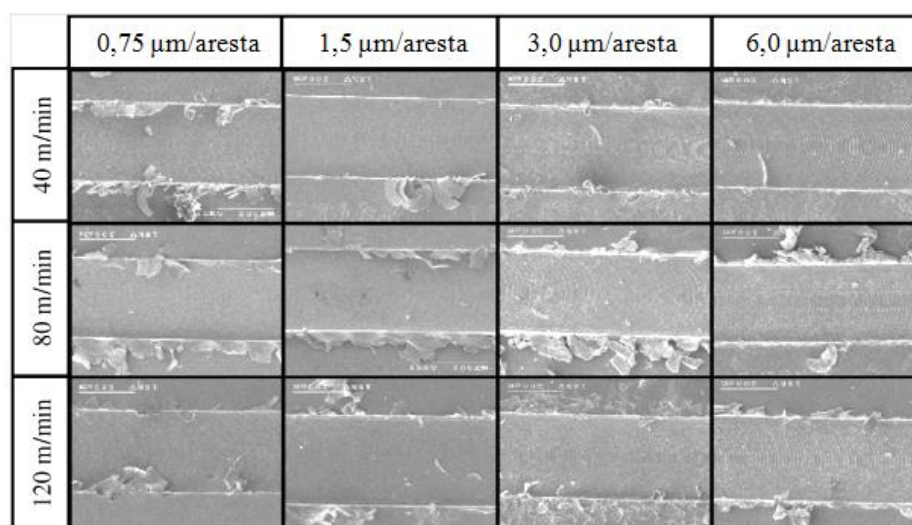


Figura 2.18 – Formação de rebarba para diferentes avanços e velocidades de corte (Adaptado de Filiz et al., 2007)

A formação da rebarba no aço inoxidável AISI 304 foi investigada para um processo de furação, usando uma microfresa de topo por Lee e Dornfeld (2005). Nos estudos, foi observado que o avanço exerce uma forte influência na altura da rebarba, sendo que esta é linearmente proporcional ao avanço. Além disso, constataram que o tamanho da rebarba está relacionado, também, com o desgaste da ferramenta e que as rebarbas, na formação de furos com microfresas são, relativamente, maiores do que no fresamento convencional. Outro fator que influencia na altura da rebarba é a profundidade de corte. Lekkala et al. (2011) constataram, no estudo da formação de rebarbas no processo de microfresamento desse mesmo material (aço inoxidável 304) que a altura da rebarba diminui com o aumento da profundidade de corte.

Já no aço ferramenta H13, Aramcharoen e Mativenga (2009) observaram que, conforme observado na Fig. 2.21, a altura da rebarba reduz quando a relação entre avanço e raio de aresta  $r_f$  aumenta, pois o efeito *ploughing* se torna menos predominante. A altura da rebarba reduz expressivamente, quando o raio da aresta de corte é maior do que o avanço por dente e diminui levemente, ou estabiliza quando o contrário ocorre.

Quando se utiliza baixos valores de avanço por dente, o atrito e a compressão se tornam predominantes, não realizando o corte e fazendo com que mais rebarbas sejam formadas. A menor altura apresentada para a rebarba foi obtida quando a espessura de cavaco não deformado foi maior do que o raio da aresta da ferramenta. Entretanto, o melhor acabamento foi obtido com a igualdade desses termos. Tendo em vista que a formação de rebarbas é inevitável, os autores consideram que a melhor condição para se trabalhar com microfresamento, nesse caso, é que a espessura de cavaco não deformado seja igual ao

raio da aresta de corte, o que proporcionaria melhor acabamento superficial e altura de rebarba razoavelmente baixa (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009).

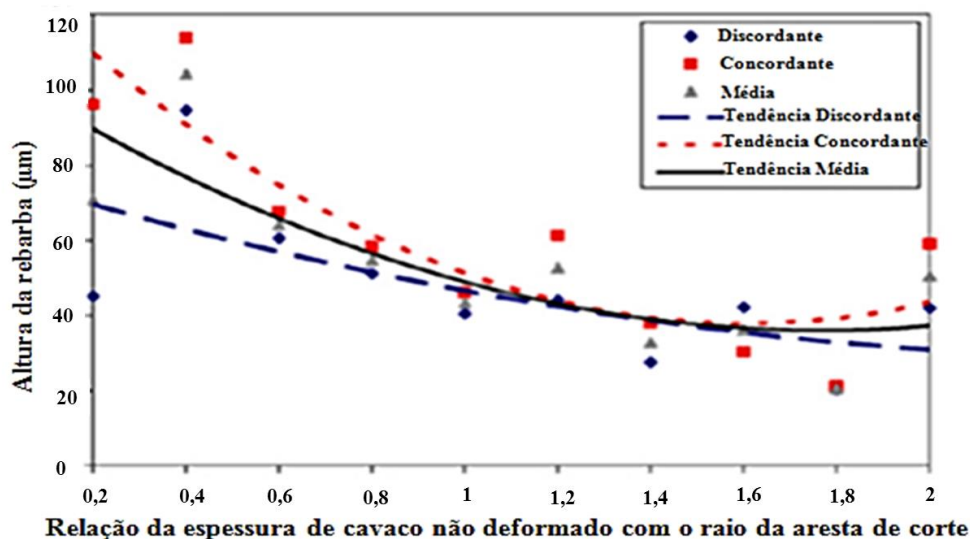


Figura 2.19 – Altura da rebarba em função da relação da espessura de cavaco não deformado com o raio da aresta de corte (Adaptado de Aramcharoen e Mativenga, 2009)

## 2.7. Fluidos de corte

Os fluidos de corte desempenham diversas funções no processo de usinagem, as quais são abordadas por Ferraresi (1970), tanto no âmbito funcional quanto econômico. Segundo o autor, no que se refere à questão funcional, o fluido é capaz de reduzir o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, expulsar o cavaco da região de corte, refrigerar a ferramenta e a peça usinada, melhorar o acabamento superficial da peça em usinagem e refrigerar a máquina-ferramenta. Quanto aos aspectos econômicos, o uso do fluido de corte traz algumas melhorias, dentre elas destaca-se a redução do consumo de energia de corte, redução do custo da ferramenta na operação e proteção contra corrosão da peça em usinagem.

Trent e Wright (2000) agrupam os fluidos de corte em duas categorias: aqueles que são à base de água e os que são constituídos apenas óleos de corte puro. Os primeiros, como refrigerantes, atuam de forma mais eficaz e constituem uma emulsão. Normalmente, se trata de um óleo mineral que pode ser dissolvido na água. Já os óleos de corte puros são, geralmente, óleos minerais fornecidos em uma gama de viscosidades adequadas para diversas aplicações. Machado et al. (2011) acrescentam um terceiro grupo, o qual é

composto pelas soluções. Essas soluções são compostos monofásicos de óleos que se dissolvem completamente na água.

No que se refere aos métodos de aplicação, existem, basicamente, três tipos: jorro a baixa pressão; sistema a alta pressão; e atomização. O jorro a baixa pressão é o sistema mais utilizado devido a sua simplicidade enquanto que o sistema a alta pressão exige equipamentos mais complexos. Já a atomização, também conhecida como mínima quantidade de fluido (MQF) oferece maior poder de penetração e velocidade do fluido se comparada ao jorro de baixa pressão. Na técnica de MQF o fluido é aplicado a vazões muito baixas, valores entre 10 ml/h e 200 ml/h e pressões na faixa de 0,4 a 0,6 MPa (MACHADO et al., 2011).

Com relação aos diversos tipos de materiais, Diniz, Marcondes e Coppini (2006) recomendam, na usinagem de aço inoxidável austenítico, a utilização de óleos com aditivos de pressão extrema (EP) para dificultar o empastamento do cavaco na ferramenta. Os óleos com aditivos EP possuem componentes que os fazem suportar elevadas pressões sem evaporar (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

Essa recomendação, segundo IMOA (Associação Internacional do Molibdênio) (2009), se estende aos aços inoxidáveis duplex, cuja usinagem, de acordo com a associação, deve ser feita com uso de fluxos abundantes de lubrificante, utilizando óleos ou emulsões com aditivos EP.

No que se refere ao processo de microusinagem, o uso de fluido de corte ainda é pouco estudado. Dentre os trabalhos envolvendo esse tema, os autores Zhang e Jun (2013) desenvolveram um sistema de aplicação do fluido e verificaram o desempenho de quatro fluidos diferentes: água atomizada por ultrassom; óleo de canola nebulizada; água e óleo misturados; e solução a 5% TRIM. Analisando os resultados para a força resultante, os autores notaram que o melhor desempenho foi alcançado ao utilizar a mistura de água e óleo e que a utilização de apenas óleo proporcionou melhores resultados se comparados aos obtidos utilizando apenas água. Além disso, nota-se da Fig. 2.22 (a), que a espessura do cavaco foi menor para as condições onde foi utilizado apenas óleo e óleo mais água. De forma semelhante, ao analisar as imagens dos canais (Fig. 2.22 (b)), observa-se que o óleo e a mistura óleo mais água proporcionaram melhores resultados, onde menos rebarbas são observadas (ZHANG; JUN, 2013).

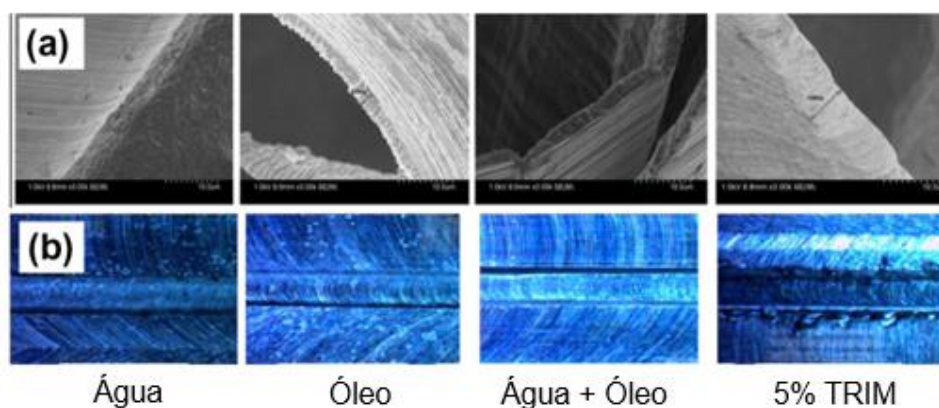


Figura 2.20 – Imagem dos cavacos gerados (a) e dos canais usinados (b) para os quatro fluidos de corte utilizados (Adaptado de Zhang e Jun, 2013)

Quanto ao desgaste da ferramenta, as condições onde se utilizou somente água e água mais óleo foram as que permitiram a usinagem de um número maior de canais antes da fratura da ferramenta. Diferente do esperado, na condição utilizando apenas água como fluido de corte, o resultado foi melhor em comparação com a condição utilizando apenas óleo. De acordo com os autores, isso significa que para o material usinado (aço ABNT 1018), o aumento da temperatura atua de maneira mais expressiva, sendo a capacidade de refrigeração mais importante para melhorar o processo de corte e vida útil da ferramenta (ZHANG; JUN, 2013).

Vazquez et al. (2015) também analisaram os efeitos das condições de refrigeração e lubrificação no processo de microfresamento da liga Ti6Al4V. Foram feitos ensaios a seco, utilizando emulsão convencional (jorro), MQF na direção de avanço e MQF na direção oposta à de avanço. Em cada condição, o desgaste da ferramenta foi analisado através da perda no diâmetro da ferramenta. Foi observado que, na aplicação a jato, o desgaste da ferramenta foi em torno três vezes maior do que o atingido nas demais condições de lubrificação/refrigeração, perdendo 12,3  $\mu\text{m}$  no seu diâmetro. Analisando o desgaste, apenas numericamente, notou-se que no ensaio realizado a seco e com MQF (em ambas as direções), o desgaste foi semelhante e pequeno. Entretanto, ao observar as imagens da ferramenta, nota-se que ela, ao se utilizar MQF na direção de avanço, se mostrou em melhores condições do que as demais ferramentas. Com relação à formação de rebarba, os autores notaram que esta é reduzida quando a técnica de MQF é utilizada. De forma geral, a utilização de MQF na direção de avanço proporcionou resultados melhores que aqueles obtidos pelas técnicas tradicionais de refrigeração (VAZQUEZ et al., 2015).

## 2.8. Aços inoxidáveis

Aços inoxidáveis constituem material à base de ferro com teor de cromo acima de 12%. Tal característica faz com que a resistência à corrosão aumente, progressivamente, devido à formação de uma fina película protetora de óxido de cromo ( $\text{Cr}_2\text{O}_3$ ), chamada de camada passiva. Dentre todos os tipos de aços, os inoxidáveis são os mais diversos e complexos no que se refere à composição, microestrutura e propriedades mecânicas. Eles apresentam ampla gama de aplicações que englobam desde a indústria química, farmacêutica e de geração de energia a situações menos agressivas como na arquitetura, na indústria de eletrodomésticos, mobiliário urbano, entre outros (LLEWELLYN; HUDD, 1998).

A importância dada aos aços inoxidáveis pela indústria tem crescido cada vez mais em quase todo mundo. Esse fato é evidente quando se analisa a evolução da sua produção mundial no transcorrer dos anos 2013 e 2014, que pode ser observada através da Tab. 2.1 e Tab. 2.2.

Tabela 2.1 – Produção mundial de aços inoxidáveis, em 000 toneladas métricas, no ano de 2013 (Adaptado de International Stainless Steel Forum (ISSF))

| Região                    | Trimestre |        |        |        | Total 2013 |
|---------------------------|-----------|--------|--------|--------|------------|
|                           | 1/2013    | 2/2013 | 3/2013 | 4/2013 |            |
| Europa Ocidental/África   | 2157      | 1951   | 1576   | 1813   | 7496       |
| Europa Central e Oriental | 67        | 84     | 64     | 80     | 296        |
| Américas                  | 598       | 596    | 629    | 630    | 2454       |
| Ásia (sem China)          | 2298*     | 2253*  | 2284*  | 2441*  | 9276       |
| China                     | 4575      | 4584   | 5016   | 4809   | 18984      |
| Total Mundo               | 9696*     | 9468*  | 9569*  | 9773*  | 38506*     |

\* Dados revisados para a Ásia (sem China) para os anos de 2013 e 2014.

Tabela 2.2 – Produção mundial de aços inoxidáveis, em 000 toneladas métricas, no ano de 2014 e sua evolução do ano de 2013 para 2014 (Adaptado de International Stainless Steel Forum (ISSF))

| Região                    | Trimestre |        |        |        | Total 2014 | +/- %<br>2013/2014 |
|---------------------------|-----------|--------|--------|--------|------------|--------------------|
|                           | 1/2013    | 2/2013 | 3/2013 | 4/2013 |            |                    |
| Europa Ocidental/África   | 2164      | 2116   | 1682   | 1608   | 7570       | 1,0%               |
| Europa Central e Oriental | 71        | 72     | 70     | 64     | 277        | -6,3%              |
| Américas                  | 670       | 717    | 711    | 716    | 2813       | 14,6%              |
| Ásia (sem China)          | 2271*     | 2387*  | 2374*  | 2202*  | 9333*      | 0,6%               |
| China                     | 5084      | 5603   | 5336   | 5670   | 21692      | 14,3%              |
| Total Mundo               | 10359*    | 10894* | 10173* | 10259* | 41686*     | 8,3%               |

\* Dados revisados para a Ásia (sem China) para os anos de 2013 e 2014.

Das tabelas, observa-se que, com exceção da Europa central e oriental, a produção de aço inoxidável aumentou, sendo que, do ano de 2013 para 2014, o total elevou em 8,3%, passando para 41,7 milhões de toneladas métricas (mmt).

Os aços inoxidáveis são classificados de acordo com sua microestrutura a temperatura ambiente. Dessa forma, segundo Silva e Mei (2010), são agrupados em cinco categorias (SILVA; MEI, 2006):

- a) Martensíticos: são ligas de ferro e cromo (11-18%) com teor de carbono, geralmente, acima de 0,1%. A elevada resistência ao amolecimento no revenimento, atribuída pelo cromo, e a boa resistência à oxidação e corrosão tornam esses aços com diversas aplicações a altas temperaturas;
- b) Ferríticos: são ligas de ferro e cromo, essencialmente ferríticas a todas as temperaturas e não endurecem por tratamento térmico de têmpera. São aços que possuem boa resistência à corrosão e em suas aplicações se deve considerar a resistência ao impacto, que é relativamente baixa;
- c) Austeníticos: são ligas, não magnéticas, à base de ferro, cromo (16 a 30%) e níquel (8 a 35%), predominantemente austeníticas após tratamento comercial. Eles possuem como características: muito boa resistência à corrosão, elevada tenacidade e boa soldabilidade. Além disso, a presença de níquel causa a estabilização da fase austenítica;
- d) Ferrítico-austeníticos (duplex): são microestruturas com frações aproximadamente iguais de austenita e ferrita, que são obtidas com composições de ferro, cromo (18 a 27%), níquel (4 a 7%), molibdênio (1 a 4%) e outros elementos, em especial o nitrogênio. Combinam as propriedades dos aços inoxidáveis ferríticos e austeníticos: elevada resistência mecânica, boa tenacidade, resistência à corrosão muito boa e excelente resistência à corrosão sob tensão e à fadiga;
- e) Endurecidos por precipitação: são ligas de ferro, cromo (12 a 17%), níquel (4 a 8%) e molibdênio (0 a 2%), contendo adições que permitam o endurecimento da martensita de baixo carbono pela precipitação de compostos intermetálicos. Eles combinam boa resistência à corrosão, equivalente à de aços austeníticos clássicos, com propriedades mecânicas elevadas.

Dentre os diversos tipos de aços inoxidáveis, a classe dos duplex merecem destaque, tendo em vista o grande interesse que despertam para a indústria. Eles são muito utilizados em dutos para gás e petróleo, permutadores de calor, vasos de pressão e

equipamentos de produção de celulose e papel. No entanto, a sua utilização tem aumentado rapidamente em muitas aplicações que exigem resistência à corrosão e propriedades mecânicas superiores às dos aços inoxidáveis convencionais (Sieurin; Sandström, 2006).

### *2.8.1. Breve histórico dos aços inoxidáveis duplex*

A primeira referência dos aços inoxidáveis duplex surgiu em 1927 quando Bain e Griffith publicaram estudos sobre a existência de estruturas compreendendo duas fases: ferrita e austenita. Nos anos seguintes, várias fundições na França, Alemanha, Suécia e Estados Unidos exploraram esses aços, inicialmente, na forma fundida. O primeiro produto comercial foi, possivelmente, produzido no ano de 1929 quando a empresa suíça Avesta Jernverk produziu uma série chamada 453E com uma composição aproximada de 25% Cr e 5% Ni. Nos anos de 1932 e 1933 uma série modificada (25% Cr, 5% Ni e 1% Mo) foi comercializada (GUNN, 1997).

Há registros, também, da descoberta desses aços inoxidáveis, de forma acidental, na França, na Companhia Jacob Holtzer, por volta de 1933. Um erro de adição de elementos de liga durante a fusão de um aço inoxidável (18% Cr, 5% Ni e 1% Mo) resultou em uma composição química contendo 20% Cr, 8% Ni e 2,5% Mo (GUNN, 1997).

Em 1936, uma patente foi concedida à França para o precursor do que viria a ser conhecido como Urano 50 comercializado em várias formas de produtos, inclusive forjado, por indústrias como a de refino de petróleo, processamento de alimentos, papel e celulose, e farmacêutico. Durante o final dos anos de 1960 e início dos anos de 1970, o uso das ligas duplex se intensificaram devido a dois principais fatores: a escassez de níquel que elevou o preço do aço inoxidável austenítico em combinação com aumento das atividades na indústria de petróleo *offshore* que exigia um material para lidar com ambientes agressivos; e melhorias nas técnicas de produção dos aços, possibilitando a produção de aços inoxidáveis duplex com baixo teor de carbono e nível de nitrogênio controlado (GUNN, 1997; ALVAREZ-ARMAS, 2008).

No início da década de 1980, uma segunda geração de aços duplex foi introduzida com melhores propriedades, principalmente através da liga de nitrogênio. A série mais comum hoje é a duplex 1.4462 ou SAF 2205 (UNS S31803 / S32205), que tem uma composição nominal de 22% de Cr, 5% de Ni, 3% Mo e 0,16% de N. Este aço é utilizado em um grande número de aplicações numa ampla variedade de formas de produto (ALVAREZ-ARMAS, 2008).



### 2.8.2. Características dos aços inoxidáveis duplex

Os aços inoxidáveis duplex são caracterizados por uma estrutura de duas fases que consiste em uma mistura de cerca de 50% de volume em ilhas austeníticas na matriz ferrítica. Tanto os produtos forjados como fundidos tem frações de volume equivalentes de ferrita e austenita, conforme pode ser observado na Fig. 2.23, e combinam as propriedades dos aços inoxidáveis ferríticos e austeníticos (SILVA; MEI, 2010; GUNN, 1997). Essa microestrutura e combinação de propriedades são obtidas pelo aumento dos teores de cromo e molibdênio em relação aos aços austeníticos e com aumento do teor de nitrogênio. Sendo este último soluto intersticial, exerce efeito favorável sobre a resistência mecânica (SILVA; MEI, 2010).

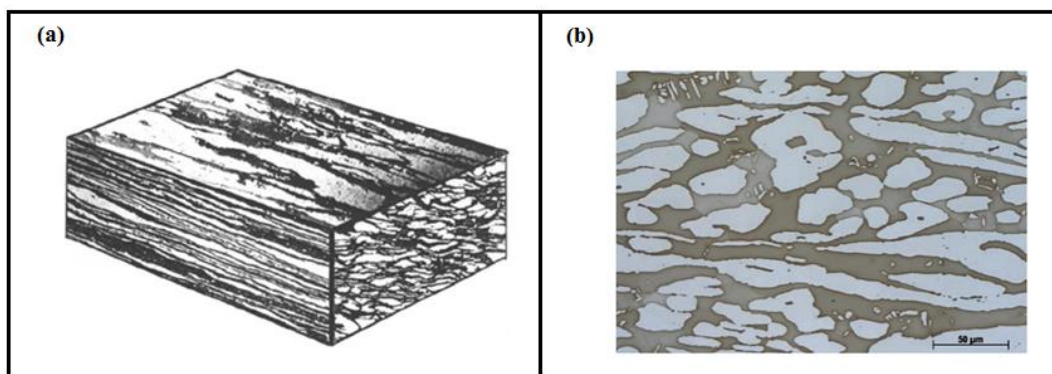


Figura 2.21 – Microestrutura típica do aço inoxidável duplex: (a) representação de uma placa laminada (GUNN, 1997), (b) microestrutura com uma estrutura de lamela alongada nas regiões mais escuras que são as ferríticas e regiões mais claras, as austeníticas (OUTOKUMPU STAINLESS AB, 2013)

A primeira geração dos aços inoxidáveis duplex era produzida sem adição controlada de nitrogênio, enquanto que, na segunda geração, os níveis de nitrogênio passaram a ser controlados. Atualmente, o aço SAF 2205 é o duplex mais utilizado, correspondendo a cerca de 80% da produção mundial de aços duplex (SILVA; MEI, 20010). Essas diferenças, entre primeira e segunda geração, podem ser percebidas na Tab. 2.3, onde as composições típicas dos aços inoxidáveis duplex estão expostas.

Tabela 2.3 – Composição química em % de peso dos aços inoxidáveis duplex de acordo com o correspondente sistema de numeração unificado (UNS) e norma europeia (EN) (Adaptado de ALVAREZ-ARMAS, 2008)

| UNS   | EN     | C    | Cr        | Ni      | Mo      | Mn      | N            | Cu        | W         |
|---|--------|------|-----------|---------|---------|---------|--------------|-----------|-----------|
| <b>1ª Geração dos Aços inoxidáveis duplex</b> |        |      |           |         |         |         |              |           |           |
| 329 S32900                                    | 1.4460 | 0,08 | 23,0-28,0 | 2,5-5,0 | 1,0-2,0 | 1,0     | não definido | 23,0-28,0 | 2,5-5,0   |
| 3RE60 S31500                                  | 1.4417 | 0,03 | 18,0-19,0 | 4,3-5,2 | 2,5-3,0 | 1,2-2,0 | 0,05-0,010   | 18,0-19,0 | 4,3-5,2   |
| UR50 S32404                                   | -      | 0,04 | 20,5-22,5 | 5,5-8,5 | 2,0-3,0 | 2,0 -   | -            | 1,0-2,0   | -         |
| <b>Aços inoxidáveis duplex Modernos</b>       |        |      |           |         |         |         |              |           |           |
| 2304 S32304                                   | 1.4362 | 0,03 | 21,5-24,5 | 3,0-5,5 | 0,0-0,6 | 2,5     | 0,05-0,20    | -         | -         |
| 2205 S31803                                   | 1.4462 | 0,03 | 21,0-23,0 | 4,5-6,5 | 2,5-3,5 | 2,0     | 0,08-0,20    | -         | -         |
| 2205 S32205                                   | 1.4462 | 0,03 | 22,0-23,0 | 4,5-6,5 | 3,0-3,5 | 2,0     | 0,14-0,20    | -         | -         |
| DP-3 S31260                                   | -      | 0,03 | 24,0-26,0 | 5,5-7,5 | 5,5-7,5 | 1,0     | 0,10-0,30    | 0,20-0,80 | 0,10-0,50 |
| UR52N S32520                                  | 1.4507 | 0,03 | 24,0-26,0 | 5,5-8,0 | 3,0-5,0 | 1,5     | 0,20-0,35    | 0,50-3,0  | -         |
| 255 S32550                                    | 1.4507 | 0,04 | 24,0-27,0 | 4,5-6,5 | 2,9-3,9 | 1,5     | 0,10-0,25    | 1,5-2,5   | -         |
| DP-3W S39274                                  | -      | 0,03 | 24,0-26,0 | 6,8-8,0 | 2,5-3,5 | 1,0     | 0,24-0,32    | 0,2-0,8   | 1,50-2,50 |
| 2507 S32750                                   | 1.4410 | 0,03 | 24,0-26,0 | 6,0-8,0 | 3,0-5,0 | 1,2     | 0,24-0,32    | 0,5       | -         |
| Zeron 100 S32760                              | 1.4501 | 0,03 | 24,0-26,0 | 6,0-8,0 | 3,0-4,0 | 1,0     | 0,20-0,30    | 0,5-1,0   | 0,50-1,00 |

De acordo com a composição química, os aços inoxidáveis duplex são divididos em três grupos distintos (SENATORE; FINZETTO; PEREA, 2007):

- a) Aços inoxidáveis duplex de baixa liga: possuem menor teor de elementos de liga e não possuem molibdênio na composição química. Pode-se citar como aço inox duplex de baixa liga, o UNS S32304 (2304);
- b) Aços inoxidáveis duplex de média liga: são os duplex mais utilizados, apresentam resistência à corrosão intermediária entre os austeníticos comuns TP 304L/316L e os aços inoxidáveis superausteníticos com 5 e 6% de molibdênio. Um exemplo de aço duplex de média liga é o UNS S31803 (2205);
- c) Aços inoxidáveis duplex de alta liga: são comumente chamados de superduplex. Apresentam elevada resistência à corrosão comparável aos superausteníticos que possuem entre 5 e 6% de molibdênio. O UNS S32750 (2507) é um duplex de alta liga bastante utilizado na indústria.

O baixo nível de níquel no aço duplex torna o seu preço mais estável. A adição de molibdênio e nitrogênio melhora a resistência à corrosão. O manganês é adicionado a alguns graus como substituição parcial do níquel e para aumentar a solubilidade de nitrogênio no material. Além disso, tem-se que os aços duplex são magnéticos devido ao teor de ferrita (OUTOKUMPU STAINLESS AB, 2013).

### *2.8.3. Usinabilidade dos aços inoxidáveis*

O termo usinabilidade é relativo e pode ser compreendido de diversas maneiras. Para Diniz, Marcondes e Coppini (2006), usinabilidade se trata do grau de dificuldade que o material apresenta em ser usinado. De acordo com Trent e Wright (2000), essa grandeza pode ser avaliada por um ou mais dos critérios: vida da ferramenta, limitante da taxa de remoção de material, forças de corte, acabamento superficial e a forma do cavaco.

Sendo o cromo o principal elemento de liga dos aços inoxidáveis, sua combinação com uma alta porcentagem de carbono pode comprometer o desempenho da usinagem (MACHADO et al., 2011). Cada tipo de aço inoxidável apresenta características de usinagem diferentes. Os aços martensíticos, por possuírem alto teor de carbono, tem elevada dureza, resultando em difícil usinagem. Os aços austeníticos formam cavacos longos, apresentando tendência de empastar na zona de saída da ferramenta, tem alta taxa de encruamento e grande zona plástica, podendo resultar na formação de aresta postiça de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006). Os aços inoxidáveis duplex de mais baixa liga como o S32304 são relativamente fáceis de usinar e se comportam de maneira semelhante aos austeníticos (GUNN, 1997).

Entretanto, em geral, os duplex modernos tendem a ser mais difíceis de usinar do que as outras ligas em virtude do alto teor de austenita e nitrogênio. Aumentando o teor da liga, principalmente nitrogênio e molibdênio, a usinabilidade diminui rapidamente. Ao comparar aços duplex e austeníticos com níveis semelhantes de adição de liga, revela-se que em algumas operações de usinagem, como fresamento de topo com ferramentas de aço rápido, os duplex são mais fáceis de usinar. Porém, em operações de corte intermitentes, os duplex são mais difíceis de usinar (GUNN, 1997).

As diferenças entre a usinabilidade dos aços duplex e austeníticos são devido, em parte, à maior força de usinagem promovida pelas ligas duplex e à maior resistência à tração a alta temperatura apresentada Por estas ligas. Destacam-se também outros fatores como baixo volume de inclusões não metálicas e baixo teor de carbono. Para melhorar a usinabilidade, podem-se adicionar inclusões não metálicas, como os sulfuretos (GUNN, 1997).

## **CAPÍTULO III**

### **METODOLOGIA**

Neste capítulo serão fornecidas as informações sobre os procedimentos experimentais realizados e metodologia, em que o processo escolhido para execução dos ensaios foi o microfresamento. Também serão informados detalhes da máquina-ferramenta e do equipamento utilizado para obtenção da rugosidade superficial e altura da rebarba. Além disso, são fornecidas características das microfresas e da peça de trabalho.

Os procedimentos realizados consistiram em usinar microcanaís no aço inoxidável duplex UNS S32205. A máquina utilizada foi uma microfresadora CNC de 4 eixos e as ferramentas, microfresas de metal duro revestidas com TiN de 381 µm de diâmetro. O desenvolvimento do procedimento experimental se deu no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) e no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM).

Para melhor compreensão de como o procedimento experimental transcorreu, um fluxograma das atividades realizadas, mostrado na Fig. 3.1, foi feito. Na sequência, as atividades serão descritas.

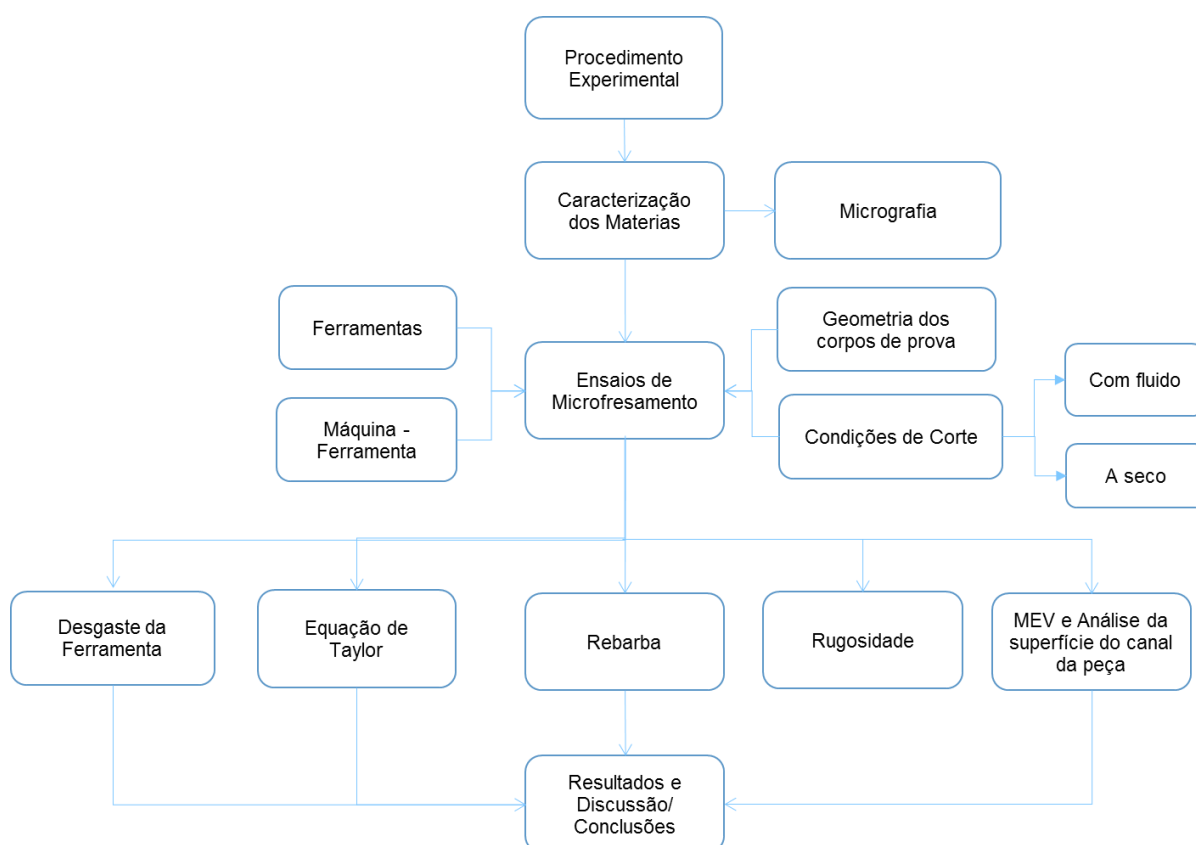


Figura 3.1 – Fluxograma das atividades realizadas

### 3.1. Caracterização do material

O material utilizado para realização do trabalho foi o aço inoxidável duplex UNS S32205 fornecido pela empresa Aperam. O material foi enviado na forma de barras com as dimensões aproximadas de (115 x 25 x 6,5) mm.

Este aço apresenta uma estrutura bifásica composta pelas fases ferrita e austenita com características e propriedades mecânicas e químicas diferentes. Primeiramente, foi realizada a análise metalográfica na amostra fornecida. Para tanto, fragmentos do material fornecido foram cortados, embutidos, lixados, polidos e atacados. Para o lixamento foram utilizadas lixas com granulometria *mesh* de 220 a 1200 e no polimento foi utilizada sílica coloidal de 0,06 mm. Por fim, o ataque foi realizado utilizando uma solução de *Behara* modificado, contendo água destilada, ácido clorídrico, difluoreto de amônia e metabissulfito de potássio. Sendo assim, foi possível a obtenção da microestrutura do material, mostrada na Fig. 3.3, com o auxílio de um microscópio óptico e o *software* Image-Pro Plus. Na figura pode-se observar a presença das duas fases características desse tipo de aço inoxidável, ferrita (fase escura) e austenita (fase clara). Esse procedimento foi realizado no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) da UFU.

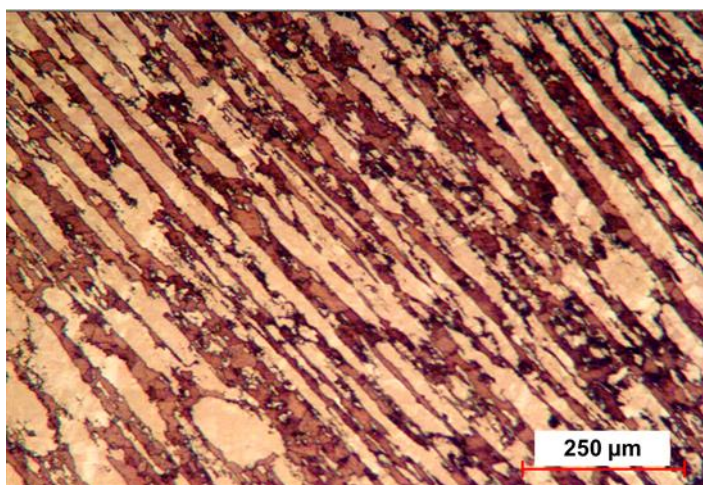


Figura 3.2 – Microestrutura do aço inoxidável duplex UNS S32205

Também foi realizada a quantificação da fração volumétrica de cada fase do material. Para tanto, foi utilizado o *software* Image J, que por meio de contraste de tonalidade, como mostrado na Fig. 3.4, identifica a porcentagem volumétrica de cada fase. Como resultado, foi verificado que a microestrutura possui 50,357% de austenita e 49,643% de ferrita, o que condiz com a literatura, que prevê frações volumétricas de cada fase aproximadamente iguais para esse material. Além disso, a largura das fases foi medida por meio desse *software*, obtendo um valor aproximado de 21,276 μm.

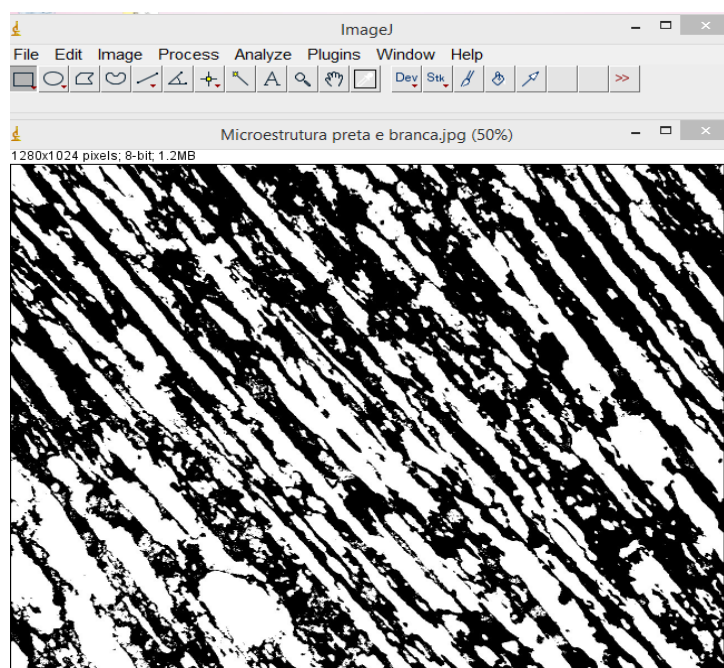


Figura 3.3 – Tela do *Software* Image J ilustrando a determinação da porcentagem volumétrica de cada fase

A composição química em porcentagem de peso do material foi fornecida pela empresa, conforme pode ser observado na Tab. 3.1. Cabe ressaltar a quantidade de cromo que o material possui, 22,52%.

Tabela 3.1 – Composição química em % do aço inoxidável duplex UNS S32205

| Composição Química [%] do aço inoxidável duplex UNS S32205 |      |      |        |        |       |      |       |       |       |       |       |       |       |       |       |        |
|--|------|------|--------|--------|-------|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|--------|
| C  | Mn   | Si   | P      | S      | Cr    | Ni   | Mo    | Al    | Cu    | Co    | V     | Nb    | Ti    | Sn    | W     | N      |
| 0,0276   | 1,82 | 0,28 | 0,0276 | 0,0006 | 22,52 | 5,31 | 3,030 | 0,004 | 0,131 | 0,022 | 0,110 | 0,018 | 0,006 | 0,004 | 0,013 | 0,1618 |

No que se refere às propriedades mecânicas, os dados também foram fornecidos pela empresa e estão expostos na Tab. 3.2, onde é mostrado que a dureza do material é de 261 HV.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável duplex UNS 32205

| Limite de escoamento 0,2% [MPa] | Limite de Resistência [MPa] | Alongamento Total [%] | Dureza HV |
|---------------------------------|-----------------------------|-----------------------|-----------|
| 714                             | 822                         | 34                    | 261       |

### 3.2. Microfresadora

A máquina-ferramenta utilizada para realização dos ensaios foi uma microfresadora CNC de quatro eixos, mostrada na Fig. 3.5, do fabricante Minitech Machinery Corporation. Uma característica de grande relevância desta máquina é a rotação máxima do eixo árvore, que com auxílio de ar comprimido para refrigeração, atinge até 60.000 rpm. Além disso, a máquina-ferramenta tem resolução de posicionamento de 0,1  $\mu\text{m}$ . O Comando Numérico Computadorizado, utilizado para controlar a microfresadora, é feito através do *software* Mach3Mill. Cabe ressaltar que a máquina-ferramenta possui uma base de granito com o intuito de evitar que as vibrações mecânicas interfiram na execução dos ensaios. Esta máquina ferramenta está sob uma mesa inercial especialmente projetada, que diminui a influência de vibrações de fontes externas.



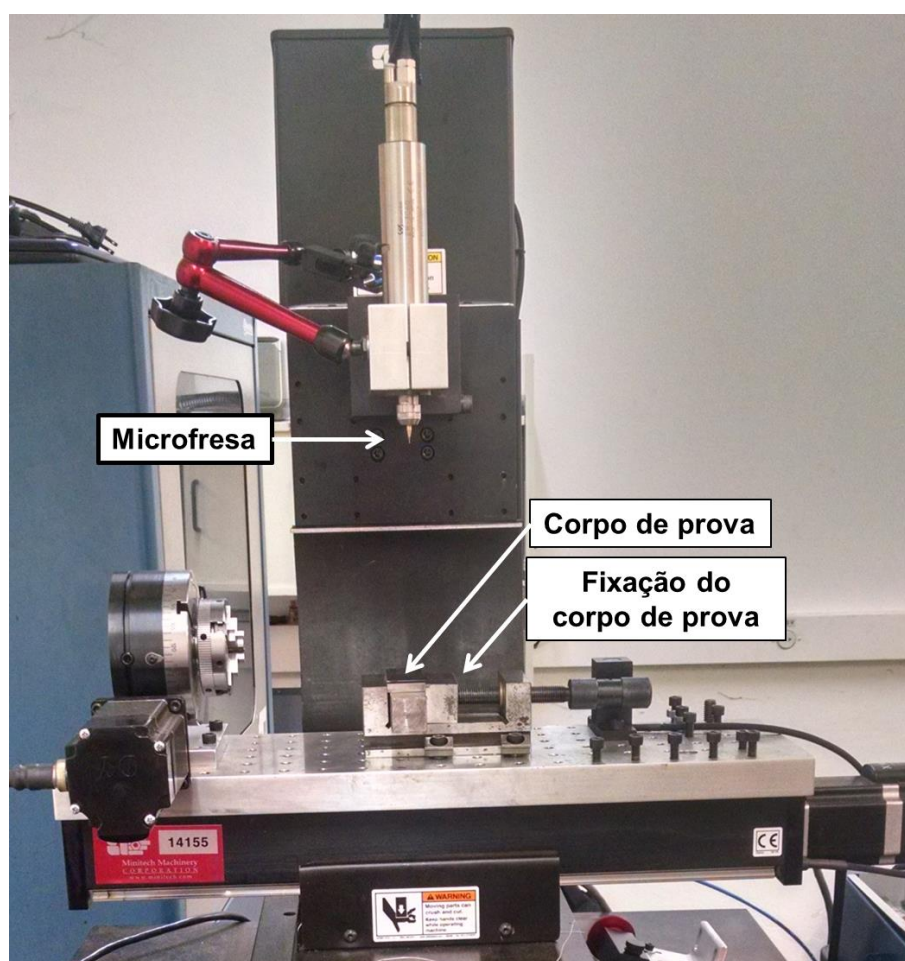


Figura 3.4 – Máquina ferramenta utilizada

### 3.3. Microferramenta

As ferramentas utilizadas para realização dos ensaios foram microfresas de metal duro revestidas com nitreto de titânio (TiN), fabricadas pela empresa Performance Microtools. Essas ferramentas, esquematizadas na Fig. 3.6, possuem diâmetro ( $D_0$ ) de 0,381 mm, diâmetro da haste ( $d_0$ ) de 3,175 mm, comprimento da haste ( $L$ ) de 38,100 mm e comprimento de corte da fresa ( $L_1$ ) de 1,143 mm.



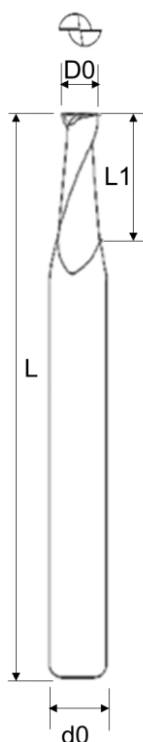


Figura 3.5 – Representação da microfresa utilizada

A microfresa utilizada possui duas arestas de corte, como pode ser observado na Fig. 3.7. Para obtenção da imagem da ponta da ferramenta, utilizou-se o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) da marca HITACHI modelo TM3000.

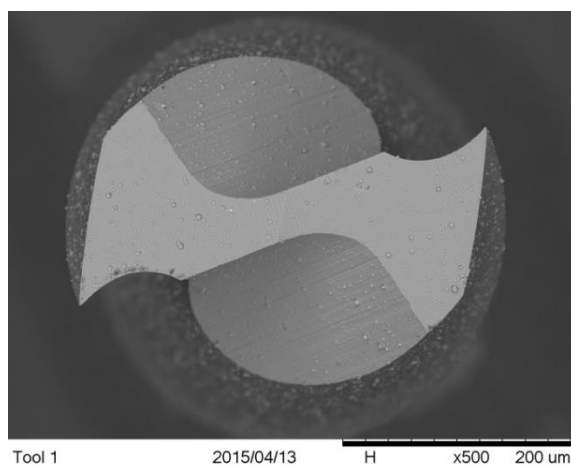


Figura 3.6 – Ponta da microfresa utilizada

A determinação da composição química da ferramenta, mostrada na Fig. 3.8, foi feita por meio da Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS), realizada no substrato e revestimento desta. Nota-se que o substrato é composto pelos elementos carbono, cobalto e

tungstênio e o revestimento, conforme descrito pelo fornecedor, de nitrogênio e titânio. A presença de oxigênio é atribuída ao equipamento que não é totalmente eficaz na eliminação do ar que fica dentro dele.

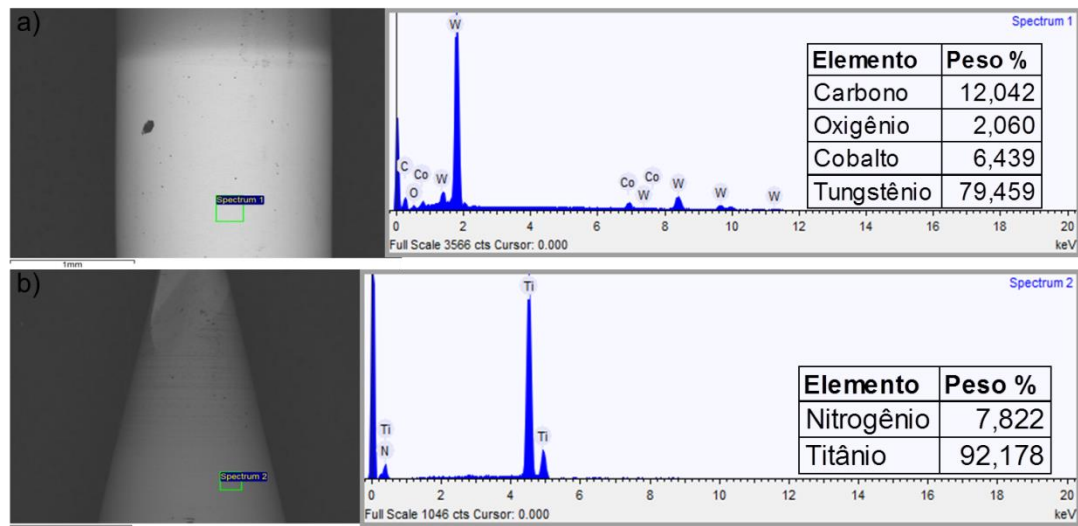


Figura 3.7 – EDS realizada no substrato (a) e revestimento (b) da ferramenta

Outra característica importante da ferramenta na microusinagem, como apresentado no capítulo II, é o seu raio de aresta. Para sua medição neste trabalho, utilizou-se o *software* ImageJ com a imagem da ferramenta obtida no MEV. Na Figura 3.9 é mostrada a imagem da superfície secundária de folga, indicando o raio de aresta da ferramenta. Os resultados da medição indicam que o raio da aresta de corte da microfresa é de, aproximadamente 1,0  $\mu\text{m}$ .

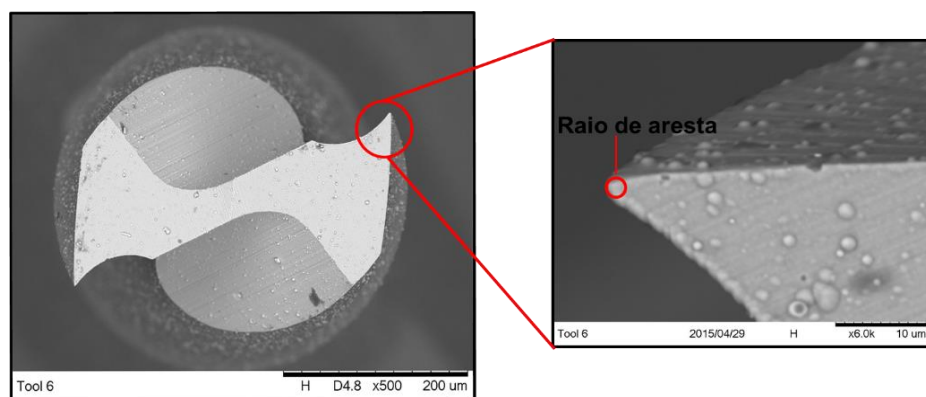


Figura 3.8 – Superfície secundária de folga, indicando o raio de aresta

### 3.4. Medição da rugosidade média e da altura da rebarba

Para análise da qualidade dos microcanais fresados, foram verificadas a rugosidade média  $R_a$ , altura da rebarba e geometria do canal. Para tanto, utilizou-se um perfilômetro Form Talysurf Intra 2 da Taylor Hobson, com resolução de  $0,016 \mu\text{m}$ , mostrado na Fig. 3.10. Este equipamento permite a obtenção com alta precisão de ondulação, formas e contornos, até mesmo em grandes componentes. Cabe ressaltar, que, para medição da rugosidade, é necessária demasiada atenção para que o apalpador percorra seu trajeto apenas dentro do microcanal. A rugosidade foi medida na direção de avanço, de forma que o apalpador se deslocasse perpendicularmente às marcas da microfresa deixadas na superfície usinada.

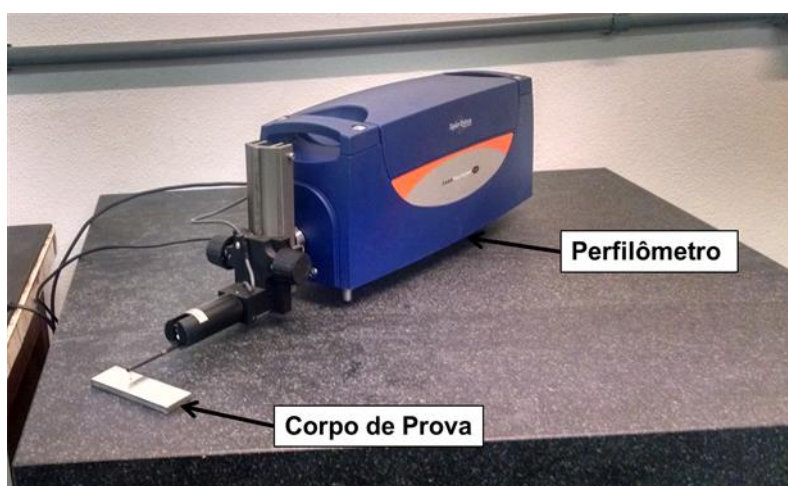


Figura 3.9 – Sistema de medição utilizado para obtenção da rugosidade e altura da rebarba

A altura da rebarba foi medida através da distância dada entre a superfície do corpo de prova, traçada pelo perfilômetro, e os picos presentes nas extremidades do canal, que representam a rebarba do lado discordante e concordante. Para tanto, o apalpador se deslocou de forma transversal ao canal. Um esquema para melhor compreensão de como foi feita esta medição é mostrado na Fig. 3.11. Ressalta-se que esse pico, correspondente à altura da rebarba medida, se refere à altura da rebarba dobrada. Portanto, o tamanho da rebarba também será analisado por meio das imagens obtidas pelo MEV.

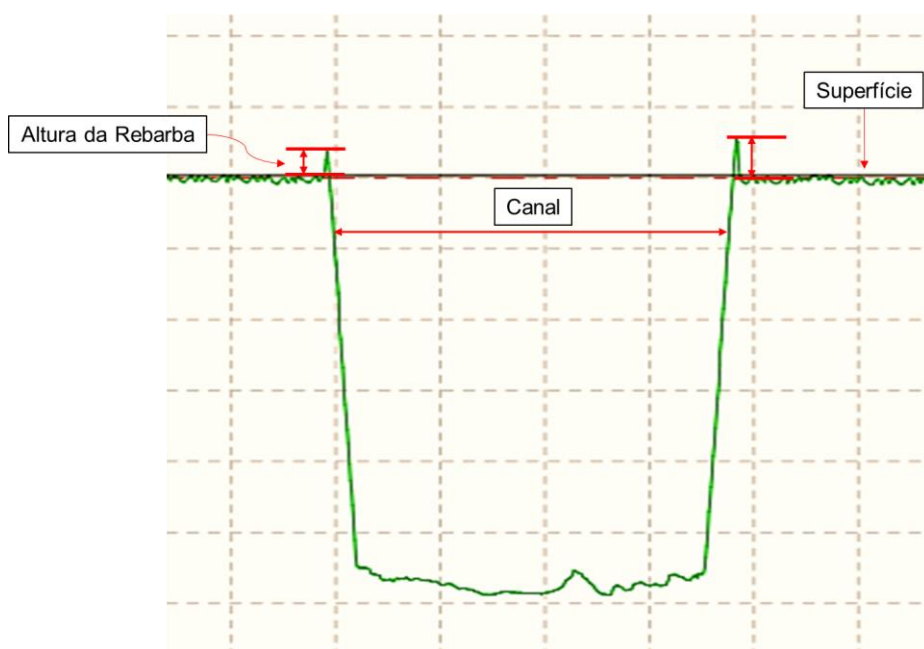


Figura 3.10 – Demonstração de como a altura da rebarba foi obtida

### 3.5. Pré-testes para definição dos parâmetros de corte

Com o intuito de escolher uma condição de corte que proporcionasse bons resultados no que se refere à qualidade dos microcanais, para posterior análise aprofundada, alguns pré-testes foram realizados. Para tanto, foram feitos oito ensaios (oito condições de corte diferentes) com os parâmetros escolhidos através do estudo da literatura e da medida do raio de aresta, tendo em vista que o avanço por dente, no processo de microfresamento, é da ordem do raio de aresta. As condições de corte utilizadas nos pré-testes estão expostas na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Condições de corte para os pré-testes realizados

| Condição | Rotação (rpm) | Velocidade de corte (m/min) | Avanço por dente ( $\mu\text{m}$ ) | Profundidade de corte ( $\mu\text{m}$ ) |
|----------|---------------|-----------------------------|------------------------------------|---|
| 1        | 20000         | 24                          | 1,0                                | 30,0                                    |
| 2        |               |                             | 1,5                                |   |
| 3        | 30000         | 36                          | 1,0                                |   |
| 4        |               |                             | 1,5                                |   |
| 5        | 20000         | 24                          | 1,0                                | 10,0                                    |
| 6        |               |                             | 1,5                                |   |
| 7        | 30000         | 36                          | 1,0                                |   |
| 8        |               |                             | 1,5                                |   |

Da tabela, nota-se que cada um dos parâmetros, rotação, profundidade de corte e avanço por dente, foram variados duas vezes. Vale ressaltar que, para cada condição de corte, foi utilizada uma ferramenta nova a fim de minimizar a influência do desgaste da ferramenta nos resultados, tendo em vista o elevado desgaste ocorrido durante a usinagem de um canal.

Após a realização dos ensaios, a rugosidade média  $R_a$ , a altura da rebarba (lados concordante e discordante) e a geometria do mesmo foram analisadas. Destaca-se que foram feitas cinco medições de cada variável, sendo que estas foram realizadas no início do canal para que o desgaste da ferramenta não exercesse influência nos resultados. Na Tabela 3.4 encontram-se as médias dos valores obtidos.

Tabela 3.4 – Resultados dos pré-testes realizados

| Média da Altura da Rebarba Concordante ( $\mu\text{m}$ ) |            |            |            |            |            |            |            |
|--|------------|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| Condição 1   | Condição 2 | Condição 3 | Condição 4 | Condição 5 | Condição 6 | Condição 7 | Condição 8 |
| 5,582  | 30,594     | 4,340      | 5,634      | 24,048     | 12,097     | 19,869     | 23,763     |
| Média da Altura da Rebarba Discordante ( $\mu\text{m}$ ) |            |            |            |            |            |            |            |
| Condição 1   | Condição 2 | Condição 3 | Condição 4 | Condição 5 | Condição 6 | Condição 7 | Condição 8 |
| 8,616  | 13,742     | 6,135      | 1,064      | 21,500     | 10,256     | 10,473     | 6,743      |
| Média da Rugosidade $R_a$ ( $\mu\text{m}$ )              |            |            |            |            |            |            |            |
| Condição 1   | Condição 2 | Condição 3 | Condição 4 | Condição 5 | Condição 6 | Condição 7 | Condição 8 |
| 0,079  | 0,076      | 0,084      | 0,085      | 0,065      | 0,066      | 0,076      | 0,086      |

Analisando os dados expostos na Tab. 3.4, nota-se que as condições um, três e quatro resultaram nos melhores resultados para a altura da rebarba concordante, apresentando valores próximos uns dos outros. Já com relação à altura da rebarba discordante, esta apresentou valor bem menor para a condição quatro se comparada às demais condições empregadas.

No que se refere à rugosidade  $R_a$ , observa-se que para todas as condições de corte foram apresentados bons valores e que não houve grandes variações dos mesmos entre as diversas condições de corte, sendo os melhores resultados apresentados pelas condições cinco e seis, condições estas que forneceram altos valores para rebarba.

Quanto à geometria do canal, analisada através do perfilômetro, verificou-se que todas as condições de corte proporcionaram a obtenção de canais com geometria desejada.

Sendo assim, considerando a análise dos resultados obtidos e a devida importância dada à produção de microcomponentes com o mínimo de rebarbas possível, optou-se por escolher, inicialmente, a condição quatro, que embora não foi aquela que apresentou o melhor resultado para rugosidade  $R_a$ , apesar de o valor obtido ser pequeno, apresentou

bons valores para altura da rebarba concordante e discordante se comparada às demais condições de corte.

### 3.6. Análise do desgaste da ferramenta

Para realização do trabalho, foi proposta a análise do desgaste da ferramenta. Para tanto, foi necessário, inicialmente, uma preparação do corpo de prova e das ferramentas a serem utilizadas. Essas atividades são expostas a seguir.

#### 3.6.1. Preparação do corpo de prova

Para que fosse possível a análise do desgaste da ferramenta, foi necessária a preparação do corpo de prova de maneira que o comprimento de corte fosse pequeno. Para tanto, foi feito um ressalto na barra fornecida, dividindo a face superior (a ser usinada) em duas partes, nas extremidades, de, aproximadamente, 4,3 milímetros cada. Para realização desse procedimento, foi utilizado o centro de Usinagem Vertical CNC DISCOVERY 760 da marca ROMI. Além disso, com o objetivo de deixar o corpo de prova plano e paralelo à superfície, essa etapa foi realizada com o corpo de prova fixado na morsa de precisão que é utilizada nos testes na microfresadora. Na Figura 3.12 é mostrado o corpo de prova preparado e fixado na morsa.

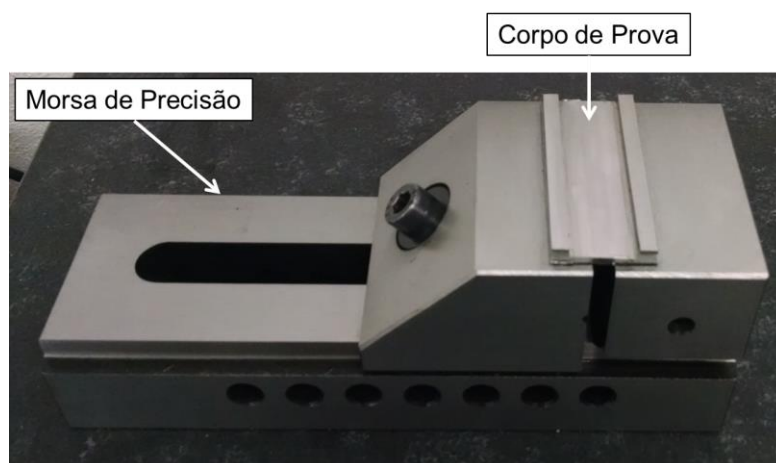


Figura 3.11 – Corpo de prova para análise do desgaste

#### 3.6.2. Análise das ferramentas novas

Para posterior análise do desgaste, por meio da comparação das ferramentas desgastadas com as novas, fotos de cada microfresa nova foram tiradas. Foram feitas imagens do topo da ferramenta e das duas arestas de corte da mesma. Além disso,

verificou-se a integridade das microfresas, analisando se apresentavam alguma não conformidade, desgaste ou até mesmo quebra. Para tanto, utilizou-se o Microscópio Eletrônico de varredura (MEV).

### 3.6.3. Realização dos ensaios de microusinagem

Subsequente à análise das ferramentas novas, os ensaios de microusinagem foram conduzidos, sendo utilizada, inicialmente, a condição de corte quatro ( $f = 1,5 \mu\text{m/dente}$ ;  $a_p = 30 \mu\text{m}$ ;  $n = 30000 \text{ rpm}$ ), escolhida por meio dos pré-testes realizados. Após a realização dos ensaios com esta condição de corte, onde a ferramenta desgastou rapidamente, foram feitos ensaios com uma velocidade de corte menor ( $V = 24 \text{ m/min}$ ), a fim de determinar a curva de Taylor e verificar se a redução da velocidade tornaria o desgaste menos acelerado.

Também foram realizados ensaios, utilizando fluido de corte, com o objetivo de verificar sua influência no desgaste da microfresa. Para tanto, foi utilizada a condição com a velocidade de corte maior ( $V = 36 \text{ m/min}$ ). Como recomendado pela IMOA para usinagem do aço inoxidável duplex, o fluido utilizado na realização dos ensaios foi um óleo de base vegetal puro com aditivos EP do fabricante UNIST. Utilizou-se da técnica de MQF, sendo a vazão utilizada de  $40,7 \text{ ml/h}$  e pressão de  $33 \text{ psi}$  ( $0,23 \text{ MPa}$ ). Utilizou-se um sistema de aplicação de fluido específico para microusinagem. A fim de garantir a elevada velocidade de escoamento do fluido, uma agulha hipodérmica foi colocada no bocal. O fluxo do fluido foi direcionado em sentido contrário à formação do microcanal. Na Figura 3.13 é mostrado a disposição de montagem e posicionamento do sistema.



Figura 3.12 – Sistema de aplicação de fluido de corte utilizado



### 3.6.4. Medição do Desgaste da Ferramenta

Após a usinagem de cada microcanal, a ferramenta foi retirada da microfresadora e levada ao MEV para análise. Ressalta-se que foram feitas imagens das ferramentas usadas nas mesmas posições e escala das ferramentas novas. Além disso, imagens da superfície de saída da ferramenta foram obtidas a fim de possibilitar posterior análise dos mecanismos de desgaste.

Para possibilitar a medição do desgaste, as imagens das ferramentas usadas foram sobrepostas às novas, utilizando o *software* Adobe Photoshop CC, como mostrado na Fig. 3.14, onde se observa a imagem da ferramenta usada (mais escura) sobre a imagem da ferramenta nova (mais clara). Cabe ressaltar que se tentaram diversas maneiras de realizar esse procedimento, sendo a mais adequada, a utilização desse *software*.

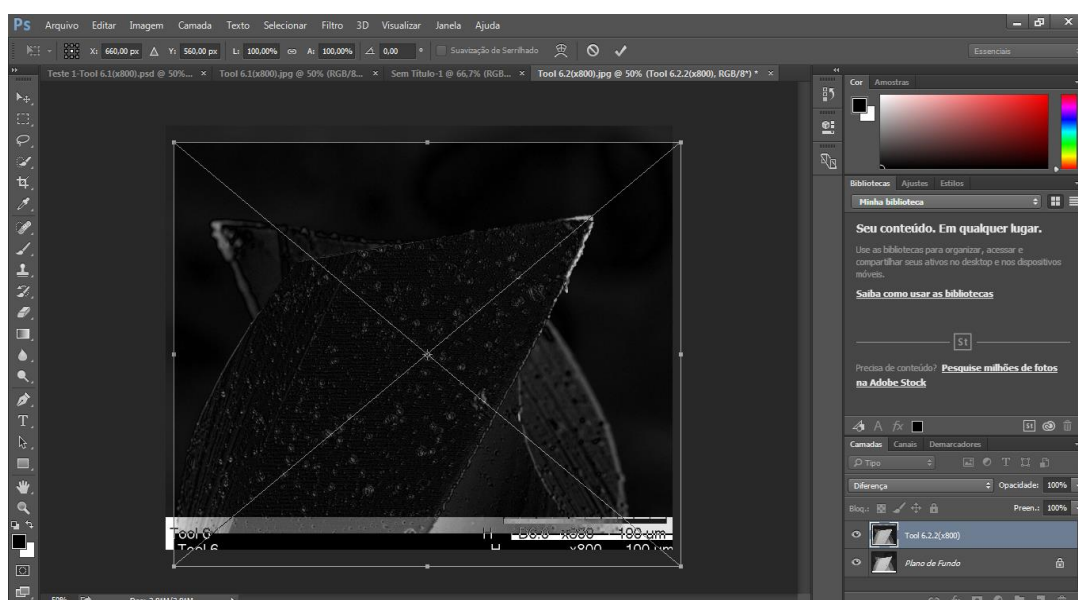


Figura 3.13 – Tela do *Software* Adobe Photoshop CC, utilizado para sobreposição da ferramenta usada sobre a nova

Posterior à realização dessa etapa, onde foi feita a sobreposição da imagem da ferramenta usada sobre a nova, pôde-se medir o desgaste após cada passe. O desgaste foi medido na superfície principal e secundária de folga por meio da distância encontrada através da diferença do tamanho da ponta da ferramenta nova com a usada. Para tanto, utilizou-se o *software* Image J, como pode ser observado na Fig. 3.15.



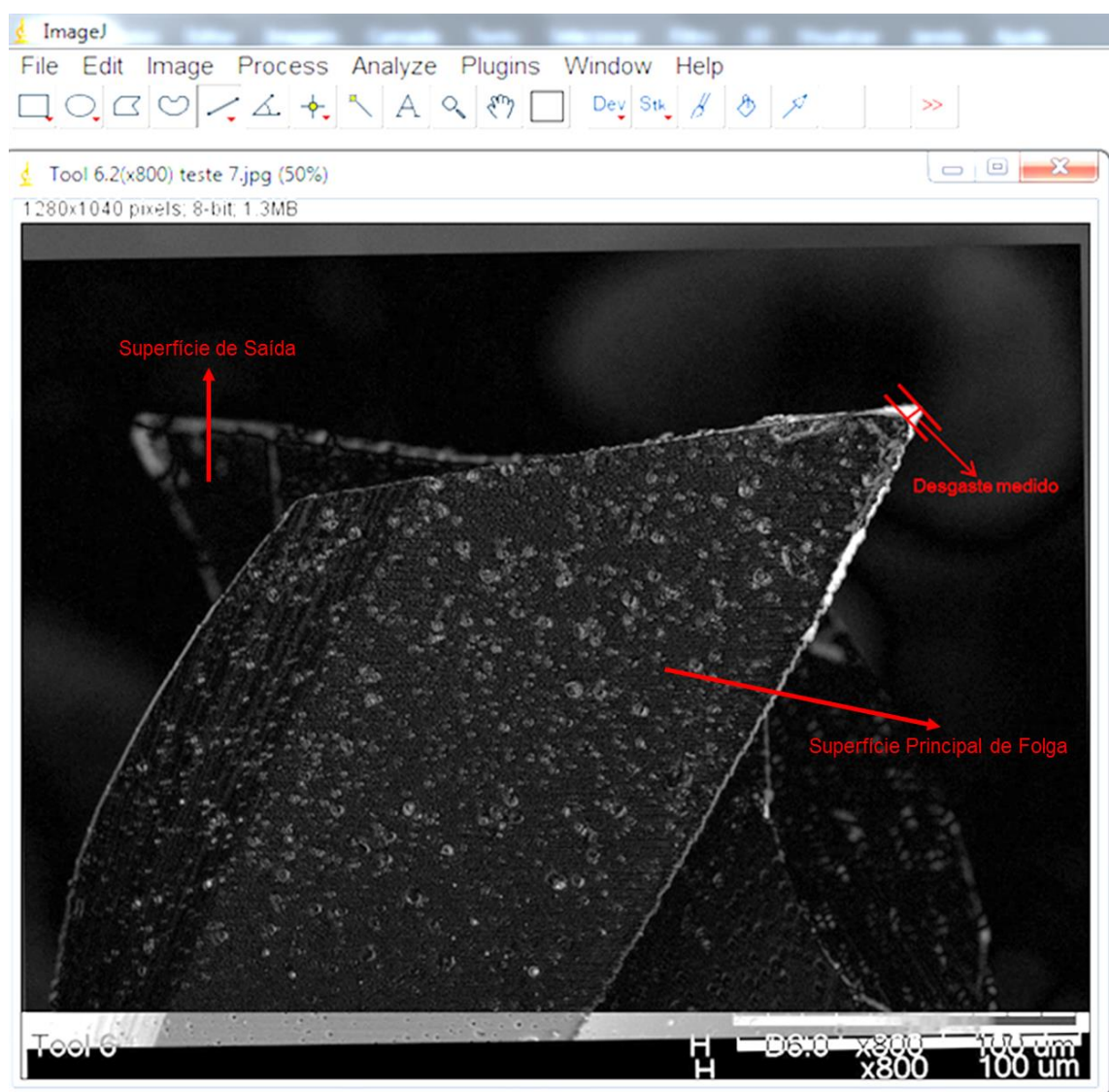


Figura 3.14 – Tela do *Software* Image J ilustrando como a medição do desgaste da ferramenta usada, após cada passe, foi realizada

## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados desta pesquisa serão apresentados na seguinte sequência: análise do desgaste apresentado pelas microferramentas, determinação da equação de Taylor, análise da formação de rebarba, análise da qualidade superficial da peça e da quebra das ferramentas ocorrida.

#### 4.1. Análise do desgaste

Nesta seção serão apresentados e discutidos os resultados obtidos no que se refere ao desgaste sofrido pelas ferramentas, bem como a determinação da equação de Taylor.

##### 4.1.1. *Formas de desgaste*

Analisando as imagens da superfície principal de folga, em todas as condições de corte empregadas, nota-se que, logo após o primeiro passe, houve um arredondamento acentuado da ponta da ferramenta (indicado pela letra *A* na Fig. 4.1). Esse arredondamento é tratado por Opitz (1956) apud Shaw (1986) como desgaste de ponta, onde ocorre o arredondamento da ponta de corte e a ferramenta se torna menos afiada. Ao prosseguir com o corte, esse arredondamento se torna cada vez mais evidente. Nota-se também perda de material, porém de forma menos acentuada, na parte indicada pela letra *B* na Fig. 4.1. Essa perda de material é comumente chamada de desgaste de flanco. Ele ocorre na superfície de folga da ferramenta e é causado pelo contato entre a ferramenta e a peça.

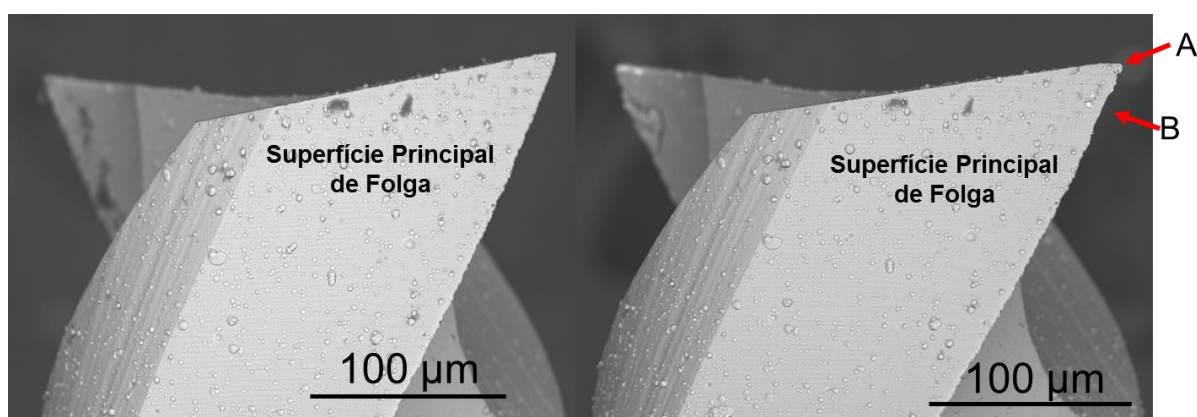


Figura 4.1 – Formas de desgaste apresentadas pelas microferramentas

Foi observada também, em alguns ensaios, a ocorrência de microlascamento, onde após a realização de um passe, houve a remoção de partículas maiores. Um exemplo do microlascamento ocorrido pode ser observado na Fig. 4.2. Mesmo com a sua ocorrência, a ferramenta continuou a usinar microcanais de forma adequada, visto que a altura da rebarba e a rugosidade não sofreram grande variação.

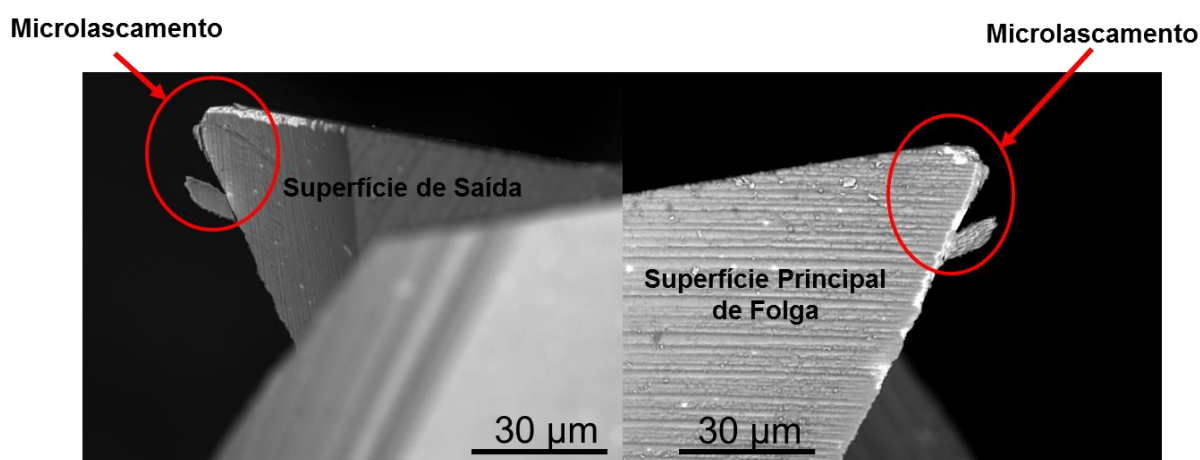


Figura 4.2 – Microlascamento observado na superfície de saída, à esquerda, e na superfície principal de folga, à direita, após a usinagem de um microcanal

#### 4.1.2. Mecanismo de desgaste

Em todos os ensaios, ou seja, em cada passe, no qual a ferramenta era analisada, foi observado material aderido na aresta de corte, sugerindo a ocorrência do mecanismo de desgaste por adesão. Para confirmar se o material que estava presente na ferramenta era da peça, espectroscopias de energia dispersiva foram realizadas no transcorrer dos ensaios e após finalizá-los. Em todos os resultados das EDSs realizadas, verificou-se a presença de

elementos do material da peça nas ferramentas. A Figura 4.3 mostra a EDS realizada na superfície principal e secundária de folga após a ferramenta quebrar, quando se utilizou a maior velocidade de corte nos ensaios realizados a seco. Pode-se observar a presença de elementos do material do corpo de prova (cromo, nitrogênio, manganês, ferro, níquel) aderidos na ferramenta em ambas as superfícies.

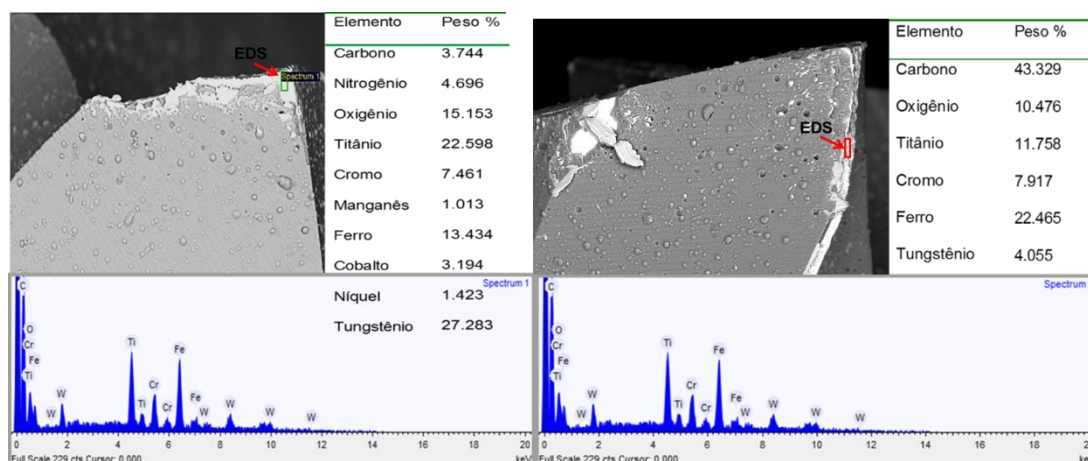


Figura 4.3 – EDS realizada na superfície secundária de folga (à esquerda) e na superfície principal de folga (à direita) após a quebra da ferramenta

Além das imagens da ferramenta analisada e das EDSs realizadas, há algumas características inerentes a esse mecanismo de desgaste que são identificadas nas condições estudadas e que contribuem para sugestão da ocorrência desse mecanismo. A primeira, citada por Trent e Wright (2000), se refere às velocidades baixas que ao serem utilizadas tornam a adesão ou *attrition* o mecanismo dominante. Como visto, as velocidades empregadas nos ensaios foram relativamente baixas, sendo a mais alta, de 36 m/min e a mais baixa de 24 m/min, aproximadamente.

Além disso, foi constatada nas ferramentas, nos ensaios a seco, a presença de aresta postiça de corte (APC), que também favorece a ocorrência da adesão. A Figura 4.4 mostra a APC formada durante o processo de microusinagem ao usinar com 24 m/min. O material de trabalho possui duas fases e as velocidades de corte empregadas foram relativamente baixas, favorecendo a formação da APC. Esse resultado se assemelha ao encontrado por Nomani et al. (2013), onde ao usinar o aço inoxidável duplex 2507, constataram que a presença de APC foi a responsável pelo desgaste adesivo, sendo este um dos mecanismos de desgaste mais presente.

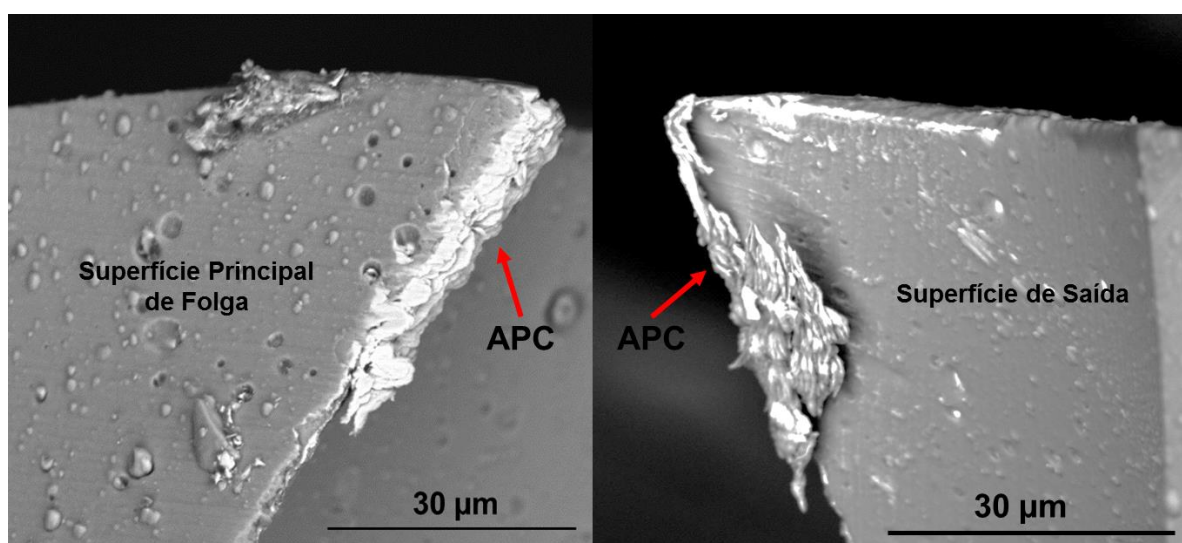


Figura 4.4 – Aresta postiça de corte formada durante a microusinagem ao se utilizar a velocidade de corte de 24 m/min. À esquerda, a superfície principal de folga e à direita, a superfície de saída

Nos ensaios realizados, foi observado que ao utilizar a menor velocidade de corte, a formação de APC se mostrou mais evidente. A Figura 4.5 mostra a APC formada na aresta de corte da ferramenta ao utilizar a velocidade de corte maior (36 m/min). Ao comparar com a imagem exposta na Fig. 4.4 nota-se claramente que com o emprego da velocidade de corte maior a formação da APC foi bem menos expressiva.

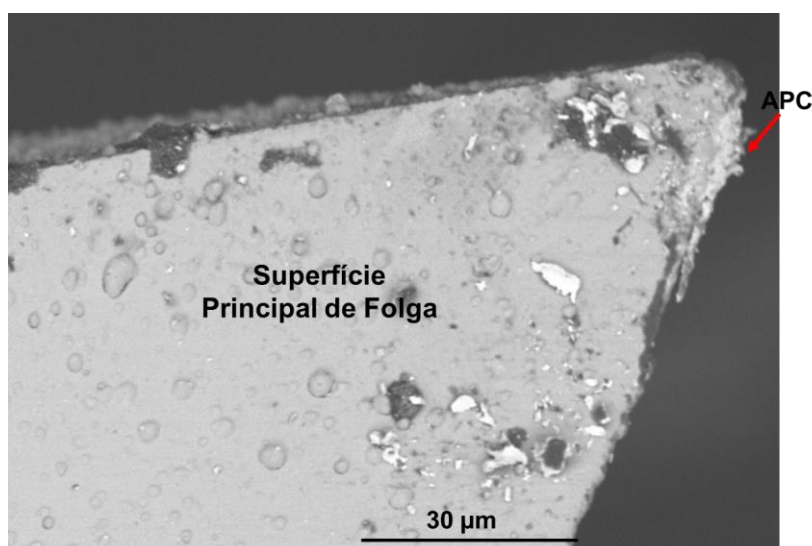


Figura 4.5 – Aresta postiça de corte formada na superfície principal de folga durante a microusinagem ao se utilizar a velocidade de corte de 36 m/min



Além disso, notou-se que a utilização de fluido de corte impediu a formação de aresta postiça de corte durante a usinagem, sugerindo que as partículas de lubrificante na interface cavaco-ferramenta limitaram a interação da peça de trabalho com a ferramenta de corte (UCUN; ASLANTAS; BEDIR, 2013). A Figura 4.6 mostra a superfície principal de folga da ferramenta sem presença de APC ao utilizar fluido de corte.

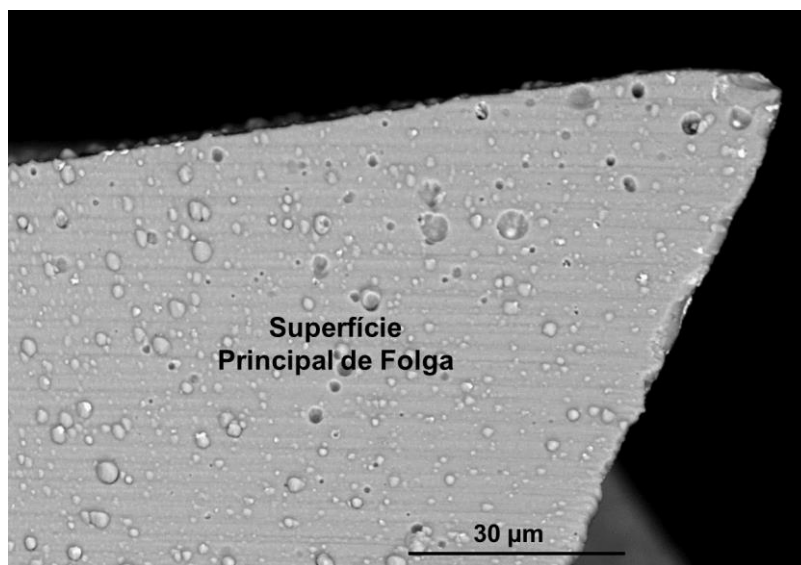


Figura 4.6 – Superfície principal de folga da microferramenta ao usinar com fluido e velocidade de corte de 36 m/min

#### 4.1.3. Evolução do desgaste

Primeiro, será feita uma análise da evolução do desgaste apresentado pela ferramenta durante os ensaios a seco. Para tanto, foram utilizadas duas condições com velocidades de corte diferentes. A primeira com rotação de 30000 rpm (36 m/min) e a segunda com 20000 rpm (24 m/min), sendo os demais parâmetros fixados, ou seja, profundidade de corte de 30 µm e avanço de 1,5 µm por dente. Em seguida, será feita a análise da evolução do desgaste nos ensaios realizados com fluido de corte.

A Figura 4.7 mostra o processo de sobreposição da ferramenta usada, ao utilizar a rotação de 30000 rpm a seco, sobre a nova, na superfície principal de folga, sendo que as Fig. 4.7 (a) e (d) se referem à ferramenta nova, as Fig. 4.7 (b) e (e) mostram a ferramenta após o terceiro e quinto passe, respectivamente, e as Fig. 4.7 (c) e (f) se referem às sobreposições da imagem da ferramenta usada (imagem da ferramenta mais escura) sobre a nova (imagem da ferramenta mais clara). Nota-se que, após o terceiro passe, a ferramenta apresentou grande perda de material, onde se observa, de forma clara, um arredondamento na sua ponta e que, no quinto passe, ela sofreu quebra.

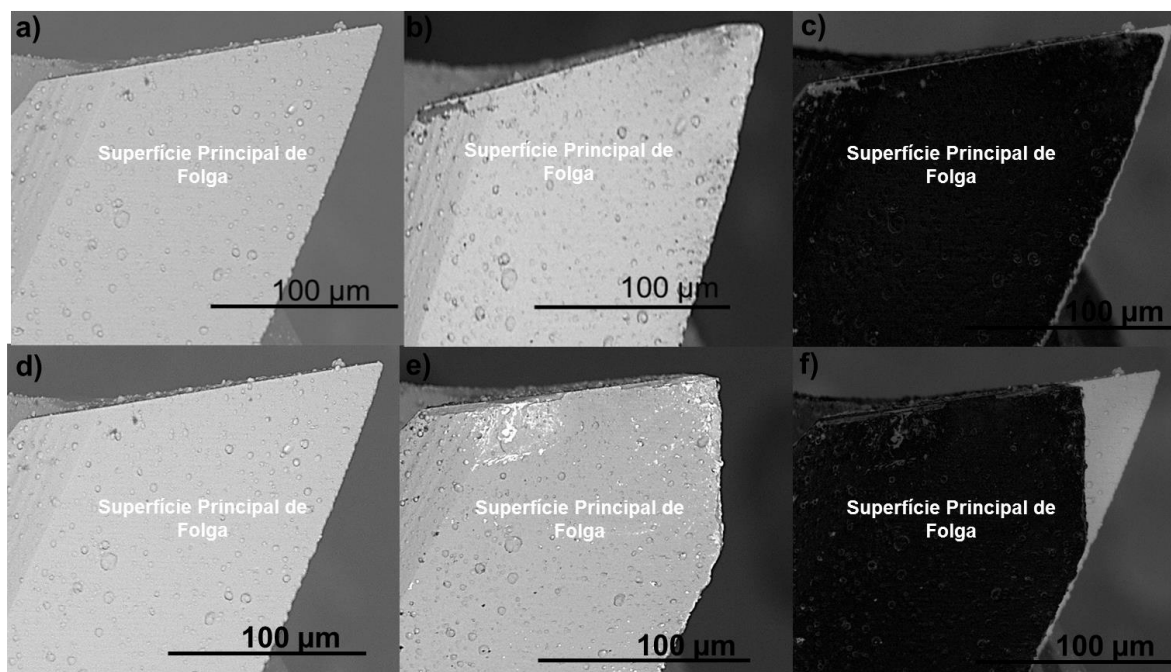


Figura 4.7 – Sobreposição da superfície principal de folga da ferramenta usada sobre a nova

Para a visualização da evolução do desgaste no transcorrer dos ensaios, tem-se o gráfico mostrado na Fig. 4.8. Observa-se que o comportamento do desgaste apresentado pela microferramenta, na análise gráfica, foi semelhante ao que é apresentado pela ferramenta na usinagem convencional, onde se verifica três regiões de taxa de desgaste diferentes.

A região um, no gráfico analisado, se refere ao desgaste que vai de 0 a 7,57  $\mu\text{m}$ , desgaste este que aparece logo após o primeiro passe. Nessa região, onde ocorrem os primeiros instantes do corte, a ferramenta experimenta um acelerado desgaste (MACHADO et al., 2011). A região dois, onde o desgaste cresce de maneira constante, é determinada pelos pontos em que o desgaste foi de 7,57 a 12,65  $\mu\text{m}$ . Nesse estágio, a ferramenta já está adaptada ao processo e os mecanismos de desgaste atuam de maneira uniforme até uma nova inflexão ser atingida (MACHADO et al., 2011). Quando essa inflexão é atingida, se inicia a região três, que no gráfico, se dá a partir do desgaste de 12,65  $\mu\text{m}$ , após um comprimento usinado de 17,2 mm, no qual nota-se uma aceleração do desgaste, até a quebra da ferramenta. Vale ressaltar que o desgaste para as duas arestas de corte apresentaram o mesmo comportamento, sendo assim, optou-se por apresentar os resultados apenas para uma das arestas.

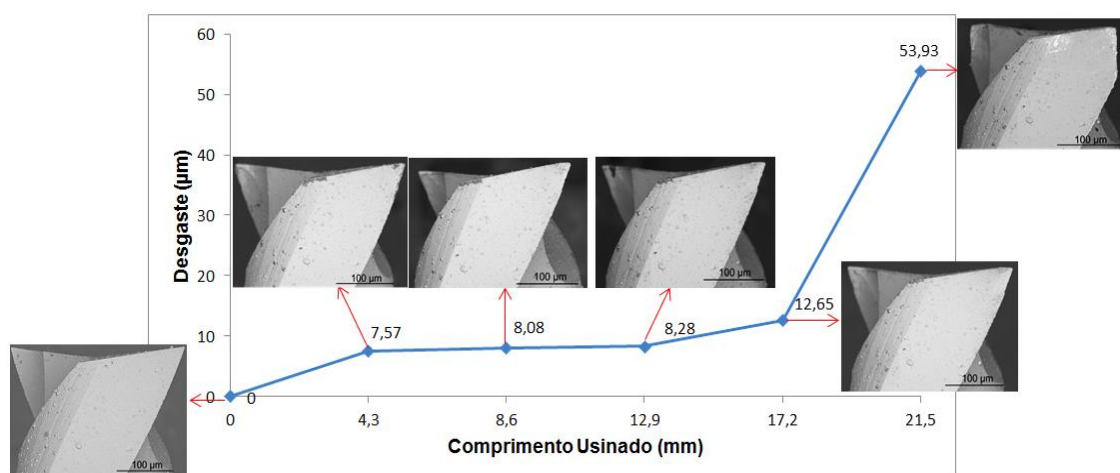


Figura 4.8 – Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usinar com 30000 rpm a seco

De forma análoga, o comportamento do desgaste foi analisado na superfície secundária de folga. Na análise, verificou-se que o desgaste teve o mesmo comportamento para ambas as superfícies analisadas, ou seja, na superfície principal e secundária de folga. As imagens da Fig. 4.9 (a), (b) e (c) mostram a evolução do desgaste após o terceiro passe e as imagens da Fig. 4.9 (d), (e) e (f), após o quinto passe.

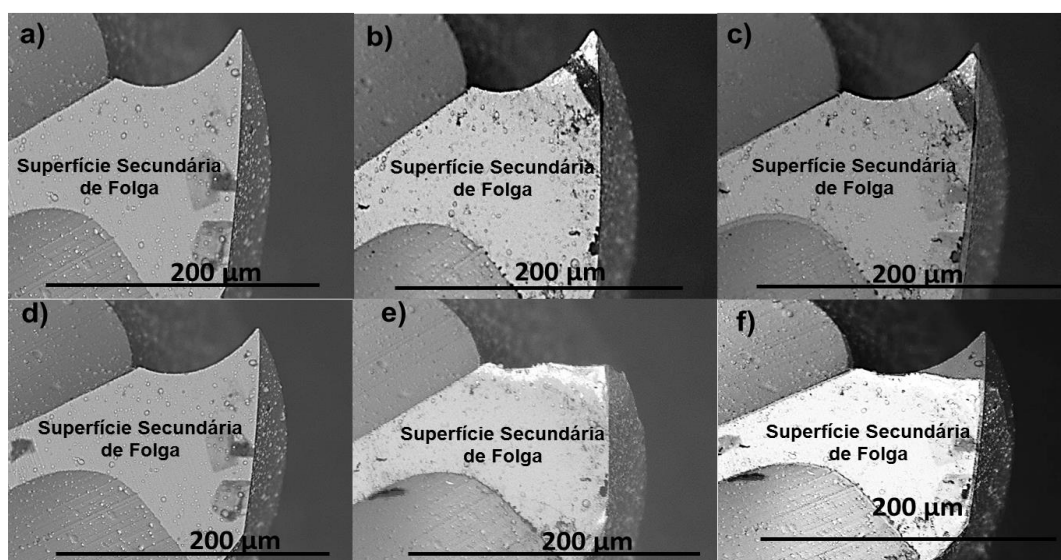


Figura 4.9 – Sobreposição da superfície secundária de folga da ferramenta usada sobre a nova, ao usinar com 30000 rpm a seco

Assim como foi observado na superfície principal de folga, na superfície secundária de folga, como mostrado no gráfico da Fig. 4.10, a ponta da ferramenta perdeu material de forma gradual, ou seja, a cada passe, ela perdia material e sua ponta arredondava-se ainda



mais. Após o quinto passe, como já exposto, a ferramenta quebrou, não sendo possível a usinagem com a mesma.

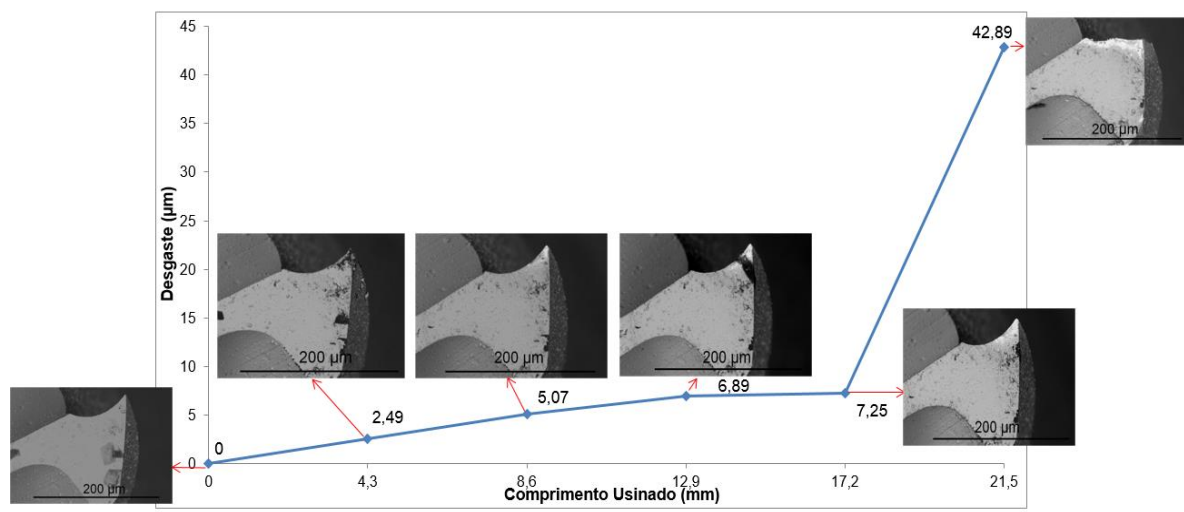


Figura 4.10 – Comportamento do desgaste na superfície secundária de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usinar com 30000 rpm a seco

Após a realização desses primeiros ensaios, verificou-se que a ferramenta quebrou, provavelmente, logo ao entrar na peça, ou seja, quando iniciou o corte do quinto canal, após usinar um comprimento de 17,2 mm. Isso foi constatado porque a rebarba neste último canal aumentou demasiadamente, sendo que esse aumento foi percebido desde o início deste, o que será mostrado durante as discussões sobre a formação da rebarba. Sendo assim, foi adotado um critério de fim de vida como sendo o desgaste de ponta de 12,65 µm, que foi o desgaste atingido após usinar o quarto canal (após usinar um comprimento de 17,2 mm), pois a partir desse desgaste, espera-se, de acordo com os primeiros ensaios, que a altura da rebarba aumente e que a ferramenta quebre.

Ao comparar esse critério de fim de vida com o adotado na usinagem convencional, considerando as diferenças nas dimensões envolvidas nestes dois processos, nota-se uma semelhança. Por exemplo, ao utilizar, na usinagem convencional, um avanço de 100 µm/dente, conforme demonstrado na Tab. 4.1, e considerando o critério de fim de vida como sendo seis vezes o valor do avanço, se tem que o critério será o desgaste de 600 µm. Levando essa relação para a microusinagem, considerando o avanço utilizado, o critério de fim de vida seria de 9 µm. Sendo assim, o valor encontrado nos ensaios de 12,65 µm se aproxima do valor obtido ao utilizar uma relação aproximada na macrousinagem, sendo possível a utilização dessa mesma relação no processo de microusinagem do aço inoxidável duplex UNS S32205.

Tabela 4.1 – Critério de fim de vida da ferramenta para a usinagem convencional e para a microusinagem

|                                | <b>Usinagem convencional</b>     | <b>Microusinagem</b>           |
|--------------------------------|----------------------------------|--------------------------------|
| <b>Avanço</b>                  | 100 $\mu\text{m}/\text{dente}$   | 1,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$ |
| <b>Critério de fim de vida</b> | $6 \times 100 = 600 \mu\text{m}$ | $6 \times 1,5 = 9 \mu\text{m}$ |

Tendo em vista que o comprimento usinado, para essa condição de corte, até a quebra da ferramenta foi pequeno, foi feita análise da evolução do desgaste utilizando uma velocidade de corte menor, verificando se a redução da velocidade de corte influenciaria, de forma positiva, no desgaste da ferramenta.

A Figura 4.11 mostra a média dos valores encontrados para evolução do desgaste da microferramenta no transcorrer dos ensaios a seco, utilizando a menor velocidade de corte ( $V = 24 \text{ m/min}$ ). Do gráfico, nota-se que o desgaste se apresentou bem menos acelerado, se comparado ao obtido com a velocidade de corte maior. Esse comportamento se assemelha ao apresentado pela ferramenta na usinagem convencional, onde a abrangência da região de baixo desgaste apresentado pela ferramenta diminui com o aumento da velocidade de corte (SHAW, 1986). A velocidade de corte é o parâmetro mais influente no desgaste de ferramenta. O seu aumento é diretamente responsável pelo aumento da temperatura na região onde os cavacos são formados, acelerando assim, os mecanismos de desgaste (MACHADO et al. 2011).

Além disso, a presença mais evidente da APC observada ao utilizar essa velocidade de corte, como mostrado nas imagens da Fig. 4.4, contribui para aumento da vida da ferramenta. Durante o processo de corte, a aresta postiça de corte muda continuamente, o material do corpo de prova é construído sobre ela e o cavaco se forma numa posição afastada da ferramenta, ou seja, sem contato direto com a aresta de corte da ferramenta. Enquanto a APC permanece aderente, a ferramenta continua a cortar sem sofrer desgaste (TRENT; WRIGHT, 2000).

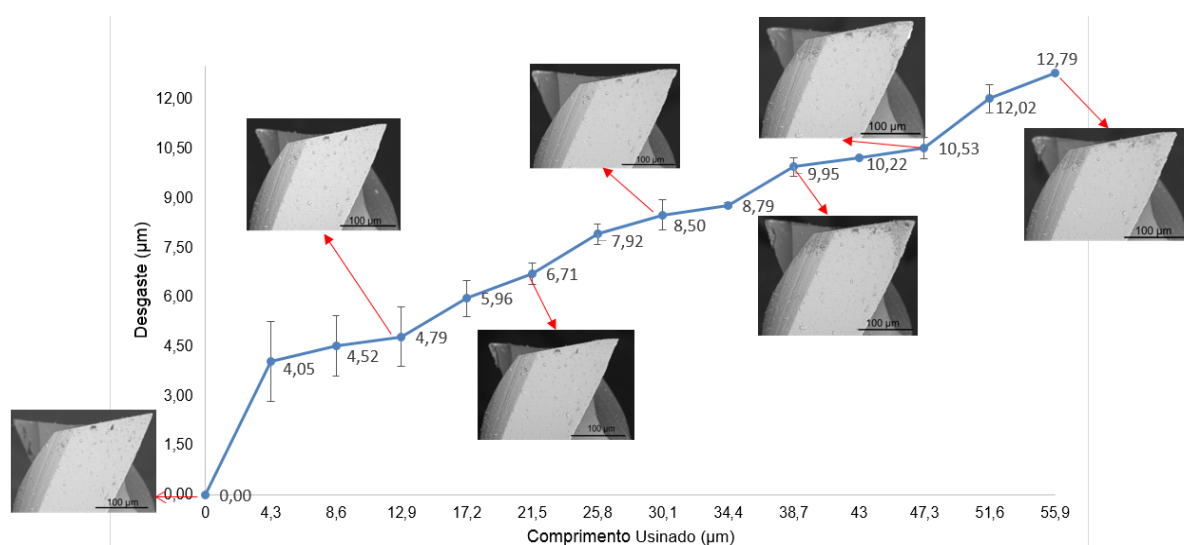


Figura 4.11 – Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usar a 20000 rpm, sem fluido de corte

A Figura 4.12 mostra a evolução do desgaste na superfície principal de folga ao utilizar fluido de corte. Como pode ser observado, após o quarto passe, ou seja, após um comprimento usinado de 17,2 mm, a ferramenta quebrou. Ao se comparar esse comportamento com aquele apresentado pelo desgaste da ferramenta ao se utilizar esses mesmos parâmetros, porém com ensaios realizados a seco, nota-se que, ao utilizar fluido de corte, a ferramenta usinou um comprimento um pouco menor até a quebra ser atingida. Entretanto, vale ressaltar que a diferença foi pequena, tendo em vista que a ferramenta, nos ensaios a seco, quebrou logo no início do canal, ou seja, o comprimento usinado até a sua quebra foi próximo de 17,2 mm. Nota-se também que o gráfico apresentou três regiões de taxa de desgaste diferentes, semelhante ao apresentado pelo gráfico mostrado na Fig. 4.8, exposto anteriormente.

Esse resultado obtido se difere do esperado e, geralmente, apresentado pela usinagem convencional, tendo em vista que nele o fluido, em geral, atua de forma positiva, aumentando o tempo de vida da ferramenta. Entretanto, se assemelha do resultado obtido por Krolczyk, Nieslony, Legutko (2015) que ao usinar o aço inoxidável duplex com uma ferramenta de corte que possui uma camada de cerâmica intermediária, constatou que a utilização de substâncias lubrificantes e refrigerantes à base de óleos minerais afeta negativamente a durabilidade da ferramenta, reduzindo a vida útil desta em até 65%.

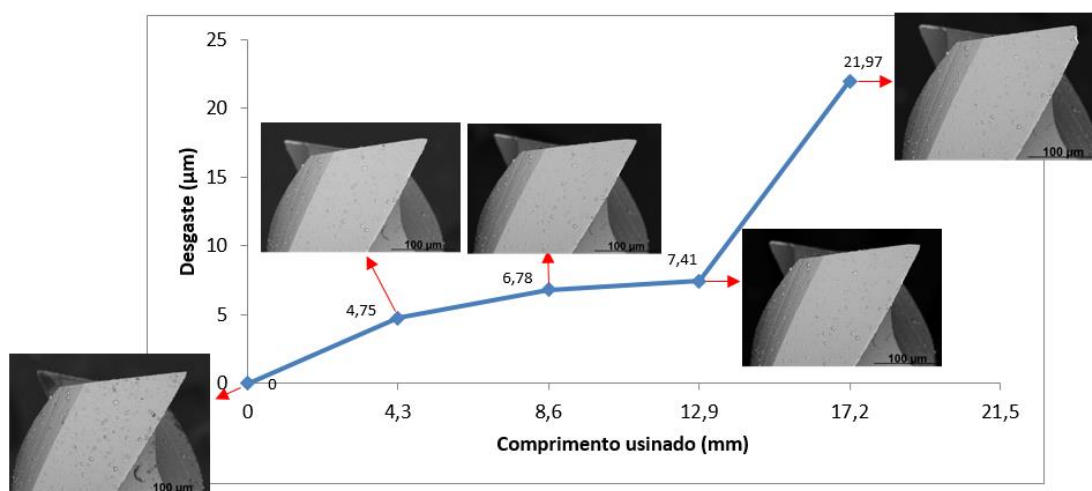


Figura 4.12 – Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usinar a 30000 rpm utilizando fluido

Uma possível explicação para a obtenção do resultado obtido no presente trabalho é que, ao utilizar o fluido de corte, não há indícios da formação de APC. Além das imagens das ferramentas mostradas nas Fig. 4.4 e 4.5, nas quais nota-se a presença de APC somente nas condições onde não se utilizou fluido de corte, pode-se perceber também diferenças nas superfícies usinadas na condição a seco e ao utilizar fluido que evidenciam esse fato. A Fig. 4.13 mostra uma comparação entre a superfície usinada a seco, indicada pela letra a, e uma superfície usinada utilizando fluido, indicada pela letra b. Nota-se que na superfície gerada na usinagem a seco, há presença de várias partículas aderidas, que são fragmentos da APC que se soltam durante o corte e aderem na superfície usinada. Já na superfície usinada com fluido de corte, não se verifica a presença dessas partículas, pois não foi formada a APC durante a usinagem. Sendo assim, a ausência de APC levou a um desgaste mais acelerado ao utilizar fluido de corte, pois, como exposto anteriormente, a APC auxilia na prevenção do desgaste tendo em vista que o material do corpo de prova é construído sobre ela e o cavaco se forma sem contato direto com a aresta de corte da ferramenta.

Além disso, na presença da APC, as forças são geralmente mais baixas, pois a APC age como se fosse uma ferramenta com área de contato restrito e ângulo de saída maior, reduzindo efetivamente o comprimento de contato na aresta de corte (Trent e Wright, 2000). A APC também aumenta o ângulo de saída efetivo, que por sua vez, provoca a redução das forças de usinagem (SHAW, 1986). Obviamente, um estudo detalhado da formação de APC não foi feito neste trabalho em função da dificuldade inerente do processo de microusinagem.

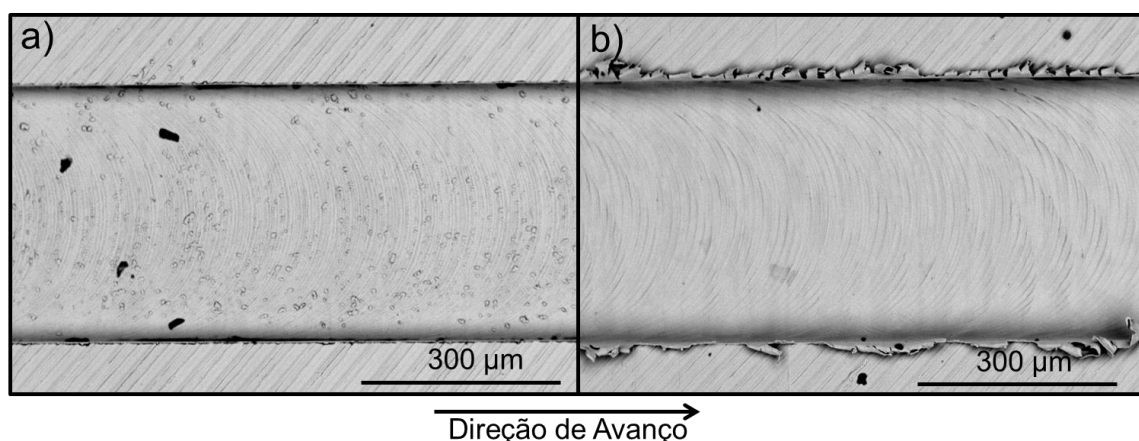


Figura 4.13 – Diferença entre a superfície usinada a seco (a) e ao utilizar fluido (b)

Outra sugestão para a obtenção desse resultado é que o uso do fluido de corte por meio da técnica de MQF atuou como refrigerante do material do corpo de prova, tornando-o mais resistente e aumentando a força de cisalhamento, o que leva ao maior desgaste da ferramenta. Sugere-se também que o uso do fluido pode ter provocado fadiga térmica da ferramenta. A Fig. 4.14 mostra um esquema da ferramenta formando o microcanal e a direção de aplicação do fluido de corte. Quando a ferramenta rotaciona, parte dela fica em contato direto com fluido, resfriando-a. Essa parte se refere à que está representada no lado A da Fig. 4.14. Ao prosseguir com o corte, a parte que estava do lado A, em contato com o fluido, passa para o lado B, ou seja, sem contato direto com o a zona de corte, elevando a temperatura dessa parte da ferramenta, ao passo que a parte que estava na região B, passa para região A, resfriando. Esse procedimento se repete continuamente durante todo o processo de corte, o que pode causar fadiga térmica da ferramenta, provocando um desgaste mais acelerado. Entretanto, não foi realizada medição da temperatura para avaliar a influência do fluido de corte na refrigeração da peça e ferramenta, sendo possível apenas sugerir a ocorrência desses dois últimos fenômenos citados.

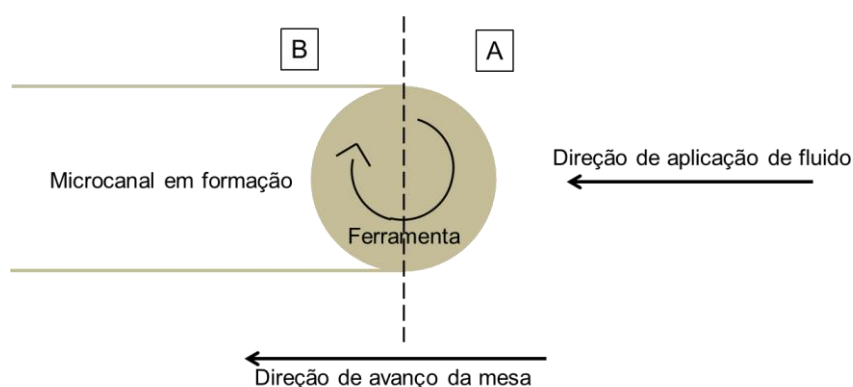


Figura 4.14 – Representação da microfresa formando o microcanal

#### 4.1.4. Determinação da equação de Taylor para a condição a seco

Para calcular os coeficientes da equação de Taylor, foram utilizados os dois ensaios a seco, nos quais foram empregados os mesmos parâmetros de corte, variando apenas a velocidade de corte. O gráfico da Fig. 4.15 mostra o tempo de vida da ferramenta, em minutos, em função da velocidade de corte, em m/min, obtidos para ambos os ensaios. Ao observá-lo, nota-se de forma mais clara que a velocidade de corte mais alta resultou em vida mais curta para a ferramenta, sendo que uma redução, de aproximadamente 50% na velocidade de corte implicou em um aumento de praticamente 400% do tempo de vida.

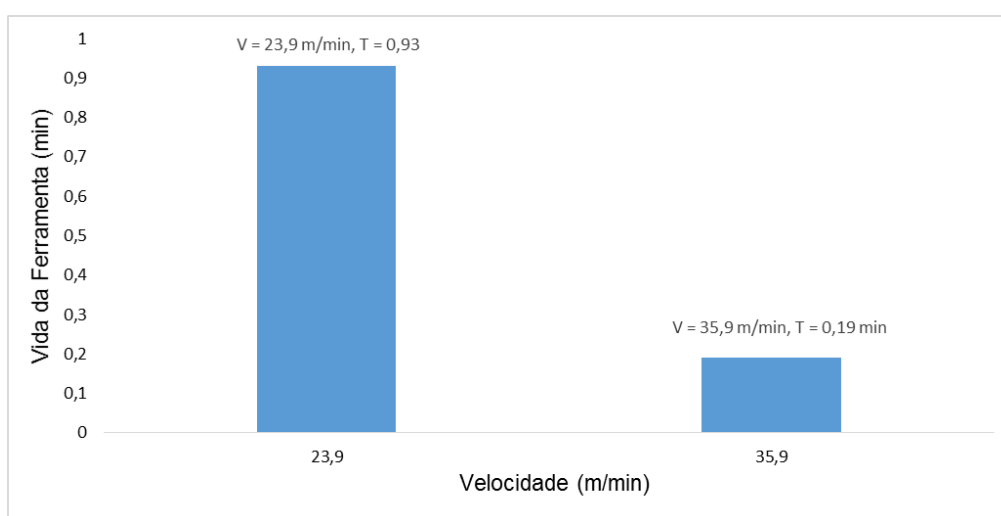


Figura 4.15 – Vida da ferramenta em função da velocidade

As constantes foram determinadas através dos dois pontos do gráfico da Fig. 4.15 e da equação descrita no capítulo II. Os valores encontrados para cada constante estão expostos na Tab. 4.2.

Tabela 4.2 – Constantes determinadas para equação de Taylor

| Constante | Valor Encontrado |
|-----------|------------------|
| y         | 0,26             |
| C         | 23,31            |

Dessa forma, a equação de Taylor para o processo de microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205 nas condições analisadas, pode ser escrita como mostrado a seguir:

$$V_c \cdot T^{0,26} = 23,31 \quad (4.1)$$

A constante  $C$  representa a velocidade de corte que resulta em uma vida de um minuto. Dessa forma, para que a ferramenta tenha uma vida de um minuto, nas condições analisadas, deve-se usinar a 23,31 m/min. Comparando os valores encontrados para as constantes com aqueles já estabelecidos na literatura, tem-se que esses valores se aproximam dos apresentados por alguns materiais com propriedades semelhantes, considerando o uso de ferramentas de aço rápido e fluido de corte, como por exemplo, o aço ABNT 4140, que de acordo com tabela citada por Machado et al. (2011) possui o valor de 23 para a constante  $C$  e 0,270 para a constante  $Y$ . Entretanto, ao analisar os valores das constantes expostas nessa tabela para ferramentas de metal duro, nota-se que os valores para a constante  $C$  são bem diferentes (maiores) do valor obtido nesse estudo. Essa diferença pode ser devida ao baixo valor do critério de fim de vida estabelecido para as condições analisadas se comparado ao estabelecido na usinagem convencional.

## **4.2. Formação de Rebarba**

Primeiro, será feita uma análise da altura da rebarba de topo e, em seguida, a forma e o tipo de rebarba apresentados.

### *4.2.1. Análise da altura da rebarba de topo dos microcanaís*

Para melhor visualização do comportamento da altura da rebarba no transcorrer dos ensaios, as médias dos resultados são apresentadas em forma de gráfico. Analisando o gráfico, mostrado na Fig. 4.16, nota-se que até o quarto passe, a altura da rebarba do lado concordante apresentou valores menores que o lado discordante, diferente do que normalmente ocorre na usinagem convencional. Entretanto, não se pode afirmar que é uma tendência, tendo em vista que a variabilidade das leituras é grande e que, no quinto passe, ocorreu o contrário, sendo os valores apresentados pela altura da rebarba concordante bem maiores do que os apresentados pela altura da rebarba discordante.

Nota-se também que até o quarto passe a variação da altura da rebarba tanto para o lado concordante quanto discordante foi pequena e que, no quinto passe, ela aumentou demasiadamente. Esse resultado mostra que, até o comprimento de usinagem de 17,2 mm (após o quarto passe), o desgaste da ferramenta não exerceu influência sobre a altura da rebarba. A rebarba somente aumentou significativamente de tamanho quando a microfresa quebrou.

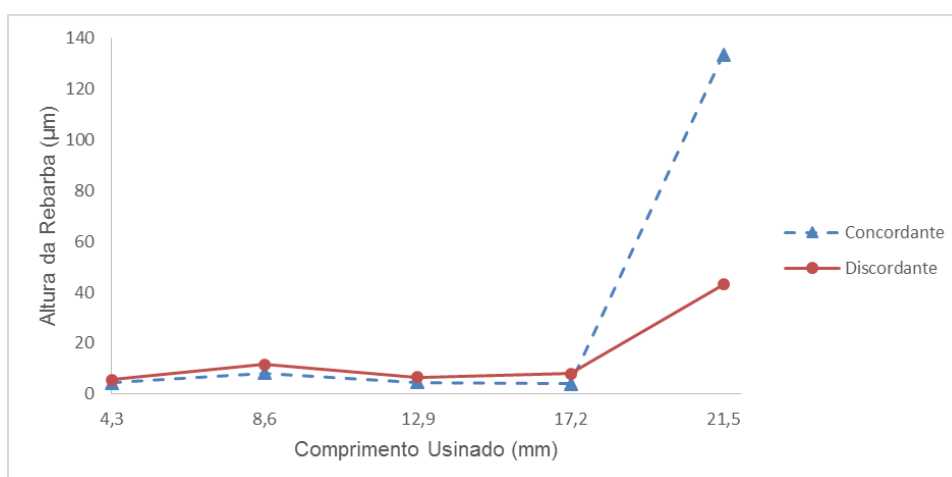


Figura 4.16 – Altura da rebarba apresentada por cada microcanal nos ensaios a seco ao utilizar 30000 rpm

No gráfico da Fig. 4.17 é mostrada a média da altura da rebarba obtida para cada microcanal ao utilizar a velocidade de corte menor, considerando a réplica. Observa-se que até o comprimento usinado de 34,4 mm, não foi apresentada nenhuma tendência no transcorrer dos ensaios, não sendo possível observar se o desgaste exerceu alguma influência nessa variável até esse ponto. A partir deste, nota-se uma propensão de aumento no tamanho da rebarba, porém, estatisticamente, não se pode afirmar que esta é uma tendência. Em geral, a altura da rebarba concordante foi maior que a altura da rebarba discordante, porém os valores foram próximos e o desvio padrão bastante elevado, não sendo possível observar uma tendência.

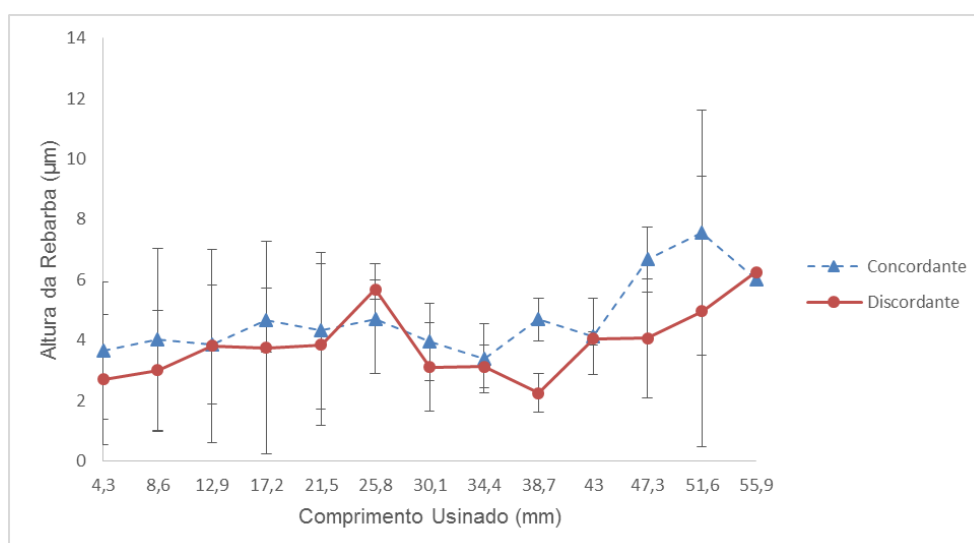


Figura 4.17 – Altura da rebarba apresentada por cada microcanal nos ensaios a seco ao utilizar 20000 rpm



O gráfico da Fig. 4.18 mostra a média da altura da rebarba obtida para cada microcanal ao utilizar 30000 rpm e fluido de corte. Nota-se que, nos primeiros comprimentos usinados, a rebarba foi maior ao utilizar fluido do que na condição a seco. Pode-se observar também que a altura da rebarba do lado concordante foi maior que o lado discordante. Essa diferença apresentada pela altura da rebarba do lado discordante e concordante pode ser explicada pela quantidade de material que é empurrada em frente da aresta de corte e na direção da força de corte, como resultado da rotação da ferramenta. A direção efetiva da força de corte sobre o material é distante do lado discordante e em direção ao lado concordante, o que explica a direção da deformação do material (LEE; DORNFELD, 2002). Além disso, nota-se que à medida que o comprimento usinado aumenta, há a propensão da altura da rebarba diminuir, tanto do lado concordante, quanto discordante. Durante a apresentação das imagens das rebarbas obtidas em cada canal, será verificado se por meio delas também pode-se fazer essa constatação.

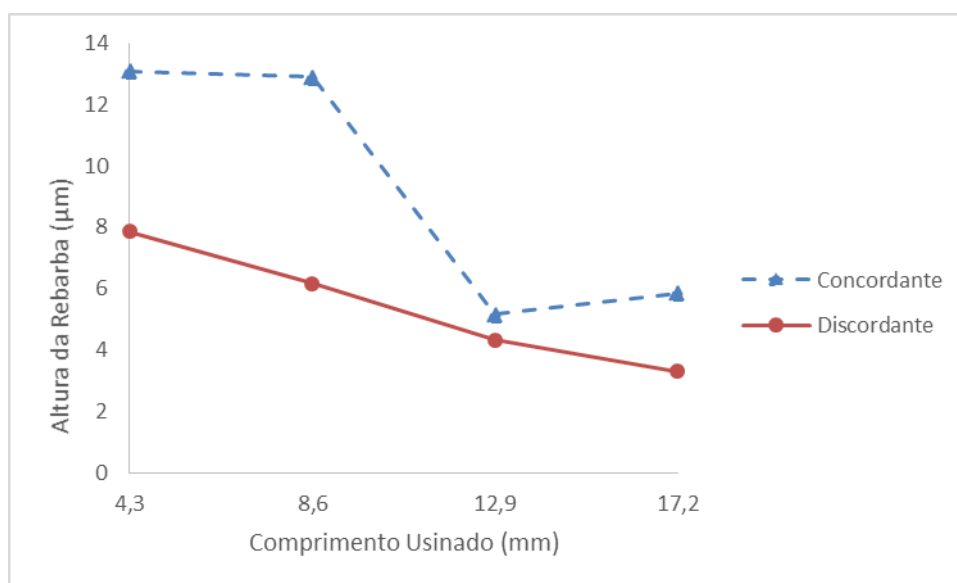


Figura 4.18 – Altura da rebarba apresentada por cada microcanal ao utilizar 30000 rpm e fluido de corte

#### 4.2.2. Análise da forma e tipo de rebarba apresentada pelos microcanaís

Na Figura 4.19 são mostradas as formas de rebarbas e suas respectivas localizações no microcanal formadas durante os ensaios a seco. Nota-se que as rebarbas de entrada e saída na parte inferior do canal, as rebarbas de entrada lateral discordante e rebarba de saída lateral concordante foram mínimas, justificando a análise apenas das demais rebarbas. Esse resultado se assemelha ao encontrado por Lee e Dornfeld (2002) que, com exceção da rebarba de saída na parte inferior do microcanal, consideraram

importante apenas o estudo das rebarbas que serão analisadas nesse estudo. Ressalta-se que, para a condição de corte onde se utilizou fluido foi possível analisar apenas as rebarbas de topo, tendo em vista que as demais foram mínimas.

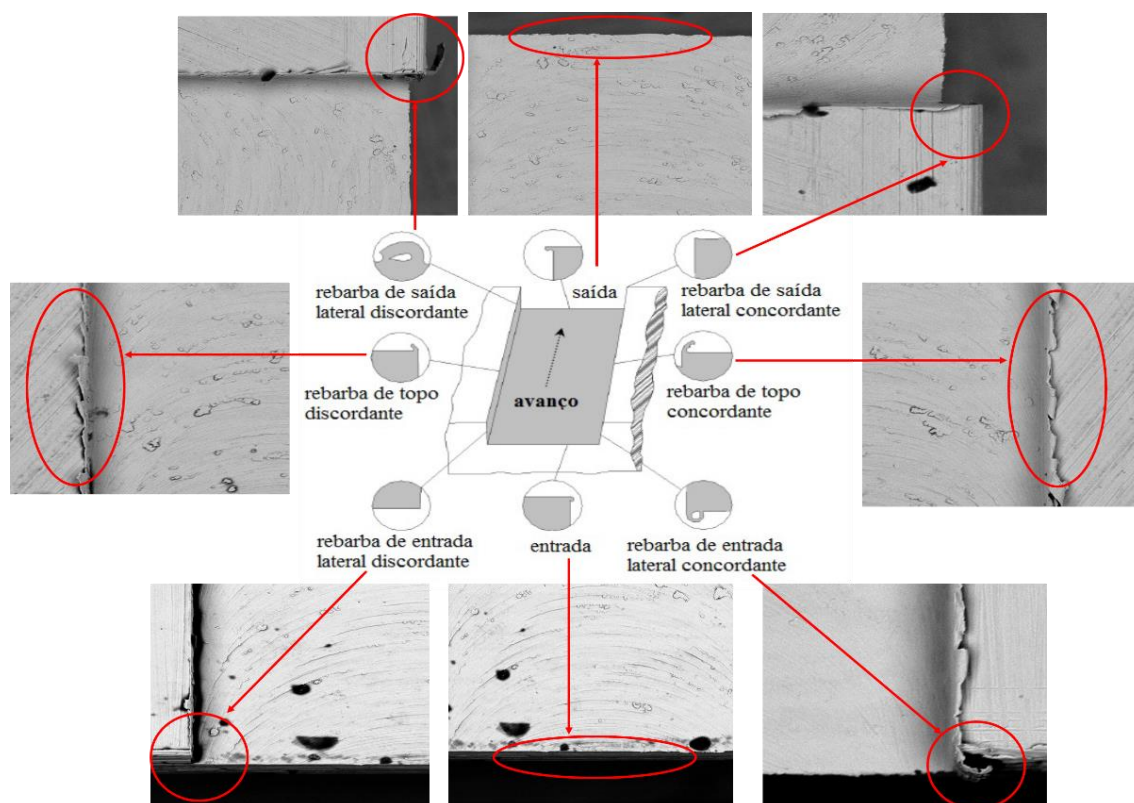


Figura 4.19 – Forma e localização da rebarba formada durante os ensaios a seco a partir da classificação feita por Lee e Dornfeld (2002)

No que se refere à rebarba de entrada lateral concordante, nota-se da Fig. 4.19 que ela possui um formato encurvado tipo *rollover* ou de encurvamento. Lee e Dornfeld (2002) atribuem a formação dessa rebarba à velocidade baixa empregada e ao ângulo de saída da fresa em relação à superfície lateral do canal demasiadamente negativo, característico do processo de microusinagem, em comparação com espessura dos cavacos.

Quanto à rebarba de saída lateral discordante, nota-se também a formação de rebarba tipo *rollover* que se mostrou relativamente maior do que a apresentada na usinagem convencional. Pode-se atribuir à sua formação as mesmas considerações feitas para a rebarba de entrada lateral concordante, ou seja, o emprego de baixa velocidade de corte e grande ângulo de saída, da ferramenta em relação à peça, negativo. Essa rebarba pode ser removida mais facilmente tendo em vista que está fracamente ligada ao corpo de prova (LEE; DORNFELD, 2002).

Durante os ensaios, foi observado que a rebarba de topo foi a que apresentou tamanho mais expressivo. Estas rebarbas são difíceis de remover porque estão ao longo da borda do canal e estão fortemente ligadas à peça de trabalho. Os principais tipos de rebarba apresentados no lado discordante, de acordo com a classificação feita por Chern et al. (2007), foram aquelas do tipo pena, mostrada na Fig. 4.20 (a) e rebarba primária, exposta na Fig. 4.20 (b). Foi observado que no início dos ensaios realizados com a velocidade de corte menor, a rebarba se apresentou no formato pena. Com o transcorrer dos testes, ela mudou de formato, passando para rebarba primária. No que se refere ao ensaio realizado com a velocidade de corte maior e na condição a seco, foi observada a predominância da rebarba tipo pena e nos ensaios com essa mesma velocidade de corte, porém utilizando fluido, a predominância do tipo primária.

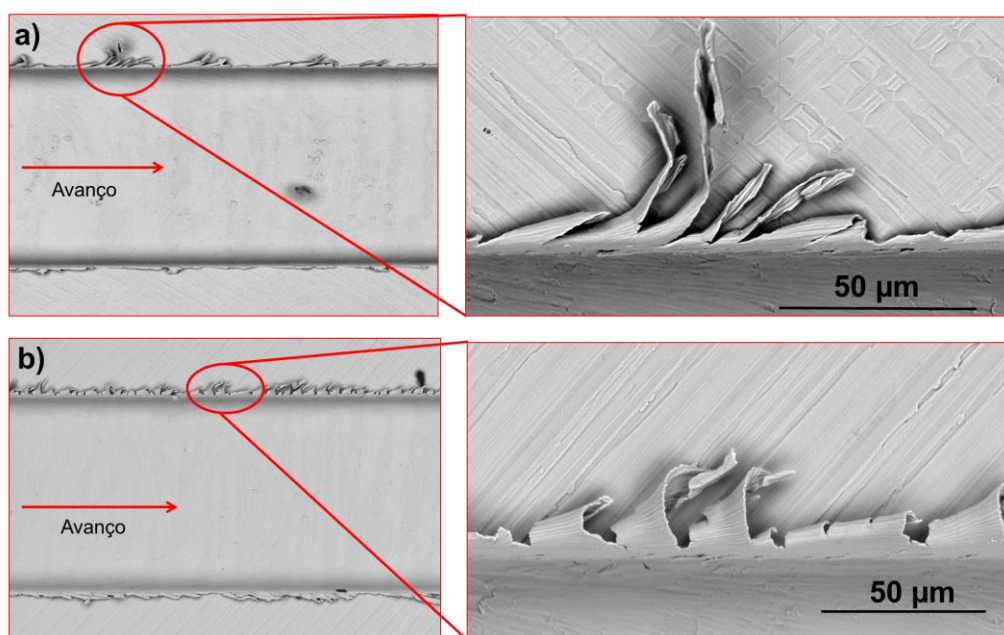


Figura 4.20 – Principais tipos de rebarba de topo apresentados no lado discordante dos microcanais, sendo (a) rebarba tipo pena e (b) rebarba primária

No que se refere ao tipo de rebarba de topo obtido pelo lado concordante, ela se apresentou de forma bastante irregular, conforme pode ser observado na imagem da Fig. 4.21. Esse resultado foi semelhante ao apresentado no estudo realizado por Lee e Dornfeld (2002). Quando a ferramenta sai da peça no lado concordante, fraturas e rebarbas tipo *rollover* ou de rolamento ocorrem simultaneamente, criando, assim, as rebarbas irregulares (Lee e Dornfeld, 2002).

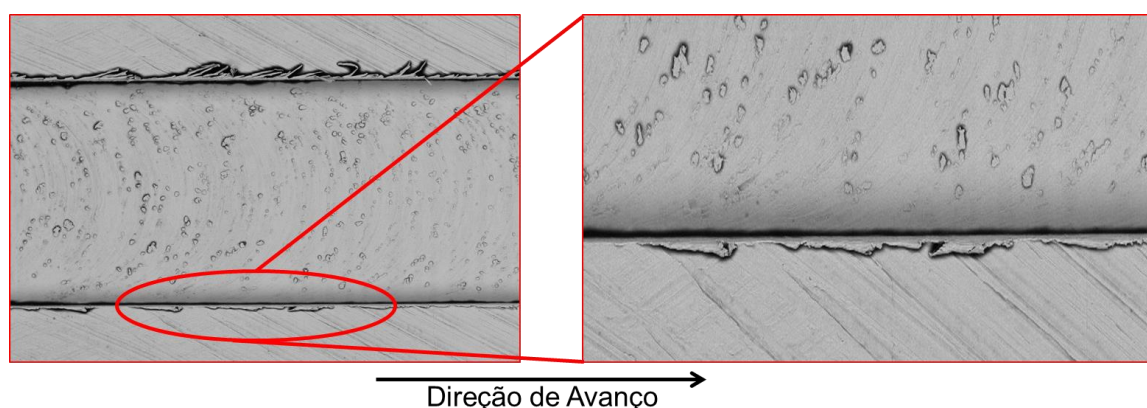


Figura 4.21 – Rebarba de topo apresentada pelo lado concordante

Ao analisar as dimensões da largura da raiz da rebarba, foi constatado que, conforme observado na Tab. 4.3, elas apresentam valores bem próximos ao tamanho das fases do material, ou seja, as rebarbas se formaram a distâncias que são comparáveis ao espaçamento entre os contornos de grãos para ambas as fases (ferrita e austenita), que possuem frações de volume equivalentes.

Tabela 4.3 – Média da largura da rebarba e tamanho das fases do aço inoxidável duplex UNS S32205

|                                     |                      |
|-------------------------------------|----------------------|
| Média do tamanho das fases          | 21,276 $\mu\text{m}$ |
| Média da largura da raiz da rebarba | 20,358 $\mu\text{m}$ |

Esse resultado se assemelha ao encontrado por Vogler, DeVor e Kapoor (2004), os quais constataram que para materiais multifásicos há a formação de rebarbas nos contornos de grão, sugerindo para este trabalho as mesmas considerações feitas por esses autores. Dessa forma, sugere-se que o processo de formação de cavaco não é contínuo devido à mudança da aresta de corte de uma fase para outra. À medida que a aresta de corte da microfresa se move entre as fases, o processo de formação de cavaco torna-se interrompido. Então, quando a ferramenta sai de uma fase no contorno de grão, a rebarba é formada neste limite. A Figura 4.22 mostra a microestrutura do material, onde se pode observar os limites das suas respectivas fases. A seta indica a direção de usinagem da microfresa.

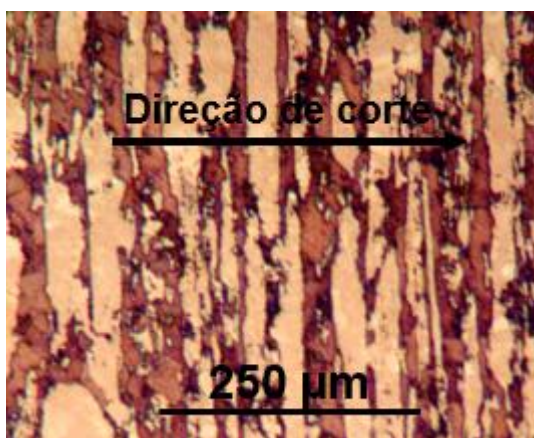


Figura 4.22 – Direção de usinagem em relação às fases do material do corpo de prova

Quanto à rebarba apresentada pelo último microcanal feito utilizando a velocidade de corte maior nos ensaios a seco, verificou-se que ela foi demasiadamente maior que nos outros canais, desde o início, conforme observado na imagem da Fig. 4.23 (1). Essa rebarba, na parte inferior do canal, não foi evidente nos demais microcanais formados, sugerindo que ela é expressiva somente quando a ferramenta atinge o limite de vida. Ela se espalhou ao longo da superfície do canal, com um padrão semi circular que segue a direção de rotação da ferramenta. Com o desgaste da ferramenta, o processo de corte foi dominado pelo atrito (*Rubbing*) (KISWANTO; ZARIATIN; KO, 2014). Para verificar se esse material realmente se tratava da rebarba, e não de algum material aderido, foi feita outra limpeza da peça, entretanto, utilizando acetona aquecida. Constatou-se que mesmo após limpeza, o material continuou na peça, conforme pode ser observado na Fig. 4.23 (2). Além disso, a partir da análise feita dessas imagens, assim como foi descrito anteriormente ao adotar o critério de fim de vida, sugere-se que a ferramenta quebrou logo ao entrar na peça ou no início do canal.



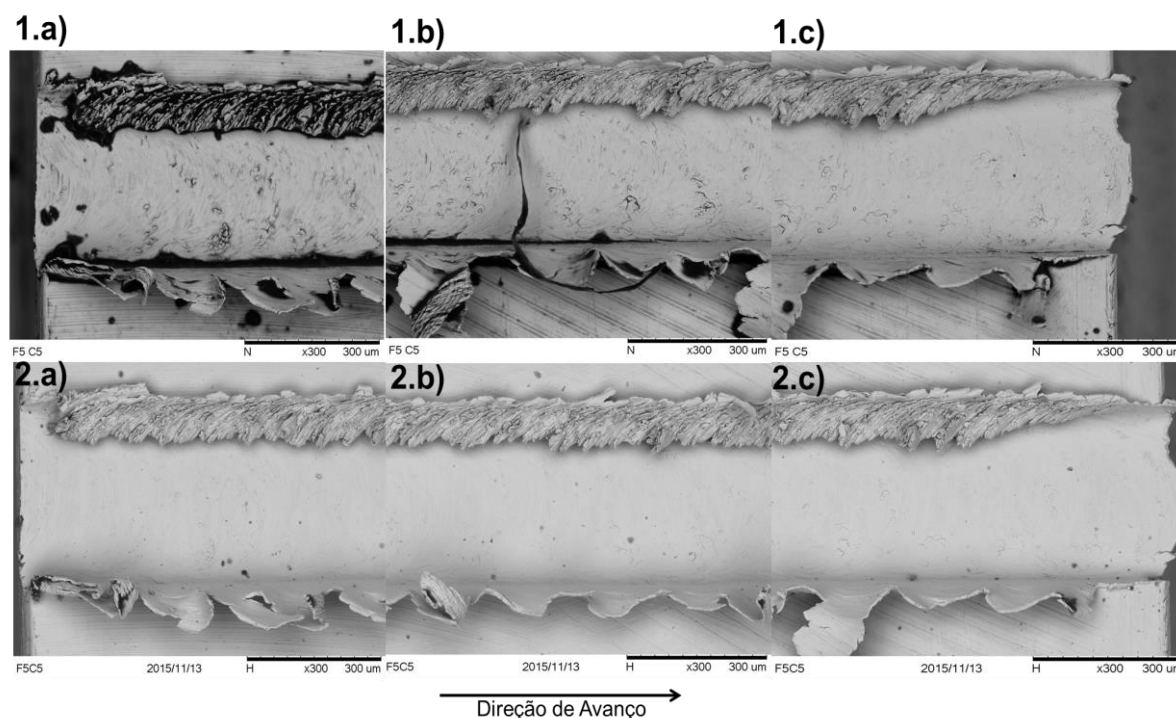


Figura 4.23 – Rebarba formada no último canal gerado ao usinar com 30000 rpm a seco, sendo: a – início do canal; b – meio do canal; c – final do canal

Ao analisar a rebarba de cada microcanal, nos ensaios a seco, do início ao fim, foi observada uma evolução na sua altura apresentada ao longo do seu comprimento, sendo que no início ela se mostrou mínima, ao passo que no final ela aumentou significativamente. Inicialmente, foi sugerido que era a influência do desgaste da ferramenta, entretanto, foi constatado que isso acontecia em todos canais, ou seja, em um canal a rebarba era pequena no início e aumentava no seu transcorrer, no próximo ela voltava a ser menor no início e aumentava até chegar no final e assim, sucessivamente. A Fig. 4.24 mostra a imagem do início (indicado pela letra a), meio (indicado pela letra b) e fim (indicado pela letra c) de dois canais consecutivos, o canal quatro e cinco. Observa-se que no início dos dois canais a rebarba foi bem menos expressiva, ao passo que no final, ela aumentou demasiadamente.

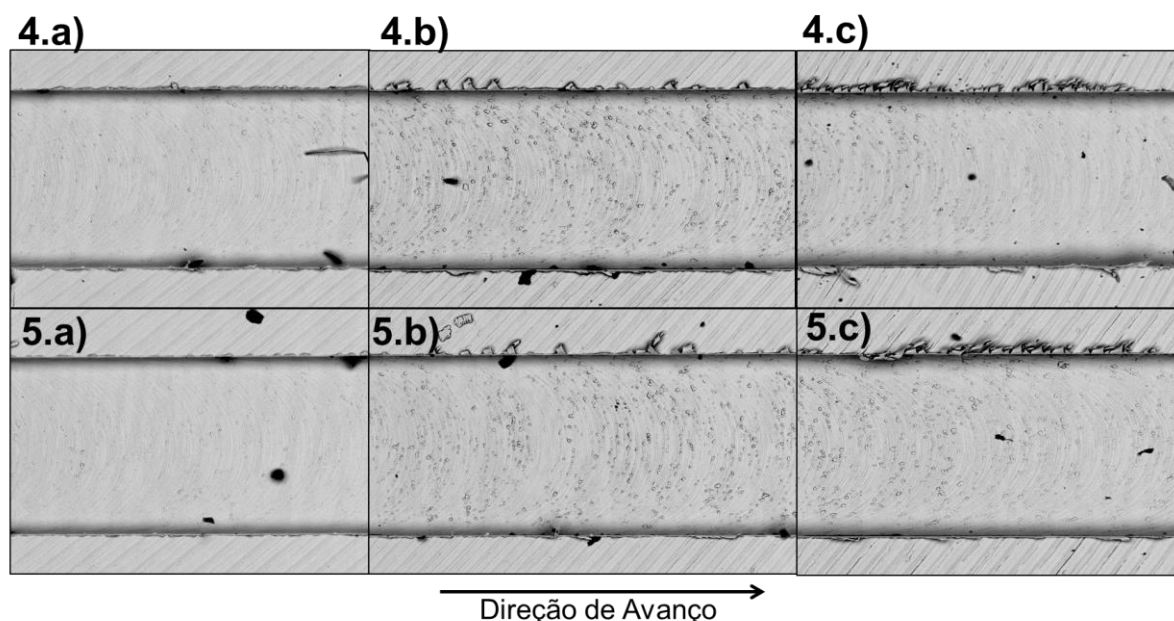


Figura 4.24 – Evolução da altura da rebarba ao longo de dois canais consecutivos

No que se refere à formação de rebarba após os ensaios com fluido de corte, notou-se, pelas imagens do canal, que, em geral, ela foi mais expressiva, se comparada ao usinar a seco, o que condiz com os valores obtidos para sua altura, através do perfilômetro, que foram mostrados no gráfico da Fig. 4.18. Das imagens expostas na Fig. 4.25 observa-se uma comparação entre a rebarba formada no início do primeiro microcanal usinado de cada condição de corte. Nota-se claramente que na imagem mostrada pela letra c, a que se refere à condição onde se utilizou fluido, a rebarba foi bem maior que nas demais condições, indicando que a lubrificação está favorecendo a formação de rebarbas com maiores dimensões.

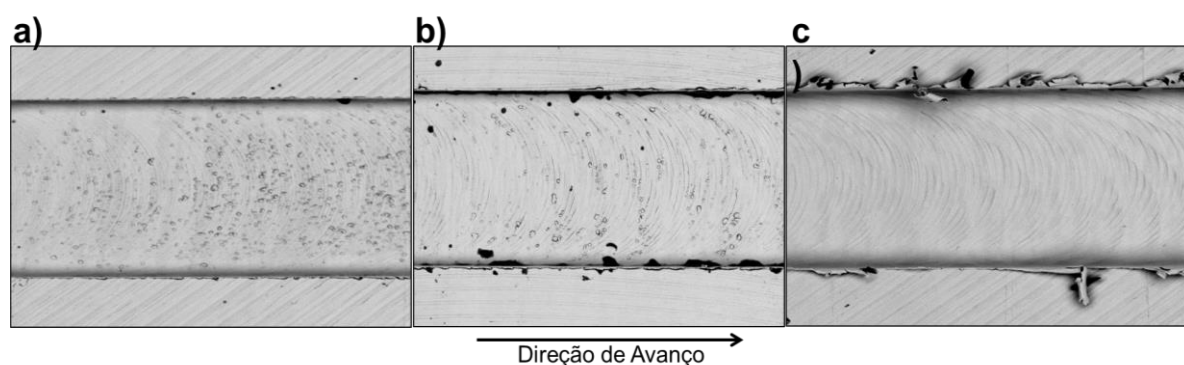


Figura 4.25 – Rebarbas formadas para as diferentes condições de corte e rotações, sendo: a – ensaio a seco com rotação de 20000 rpm; b – ensaio a seco com rotação de 30000 rpm; c – ensaio com fluido de corte e rotação de 30000 rpm

Outra observação feita sobre a formação de rebarba ao utilizar fluido, como pode ser observado na Fig. 4.26, foi que com a evolução do desgaste ela diminuiu, o que já havia sido comentado durante a análise gráfica. Nota-se grande diferença do segundo para o terceiro passe, onde observa-se também no gráfico um grande salto, e do terceiro para o quarto.

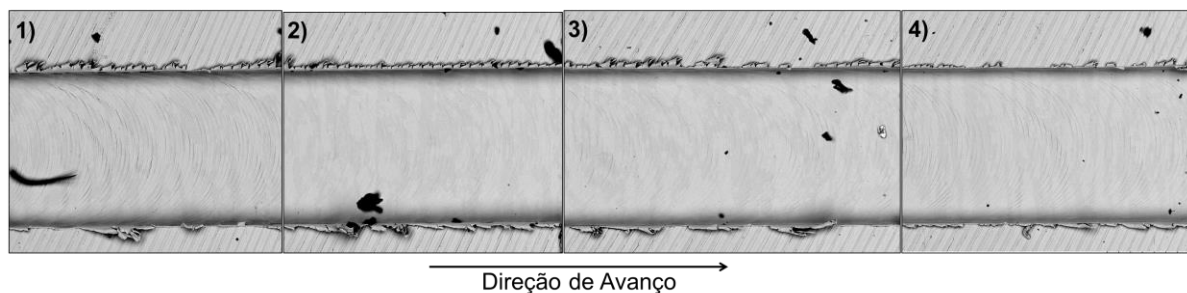


Figura 4.26 – Evolução da rebarba ao longo dos ensaios utilizando fluido de corte, sendo 1 referente ao primeiro passe e 4 ao último passe

### 4.3. Qualidade Superficial

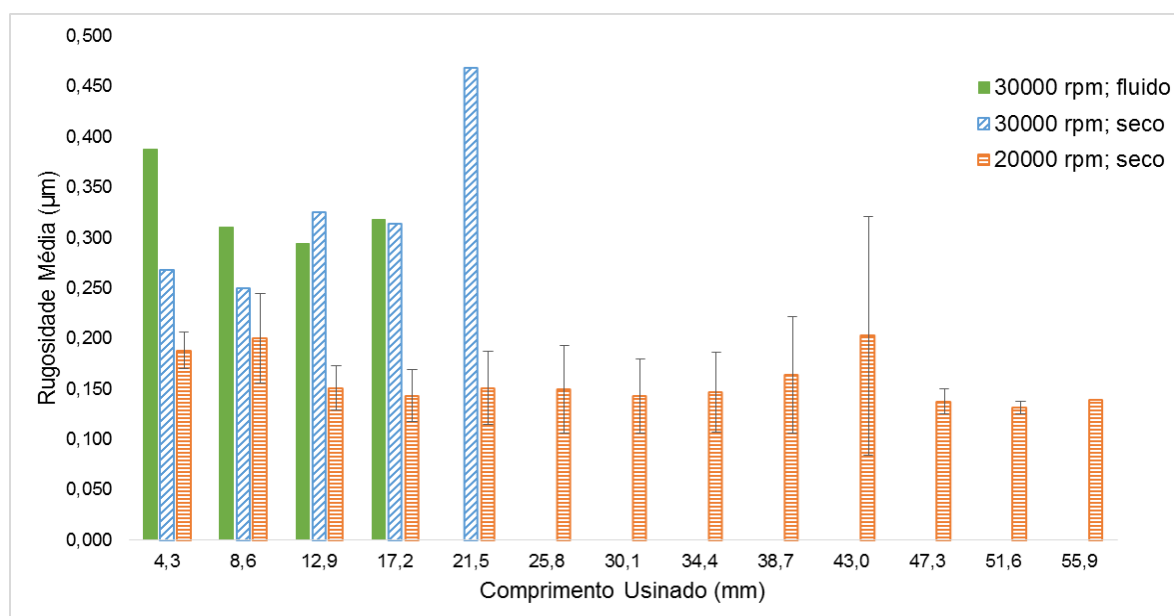
Na Tabela 4.4 são mostrados os resultados obtidos para a rugosidade média aritmética  $R_a$  em cada condição de corte realizada. Observa-se que a rugosidade varia de 0,131 a 0,469  $\mu\text{m}$ , dependendo das condições de corte empregadas. Esses valores mostram-se pequenos se comparados aos demais processos de usinagem, como por exemplo, a retificação que tem como uma das principais características fornecer baixos valores de rugosidade. Nesse processo, segundo Diniz, Marcondes e Copinni (2010), a faixa de valores de rugosidade  $R_a$  aceitável está entre 0,2 e 1,6  $\mu\text{m}$ .



Tabela 4.4 – Resultados obtidos para rugosidade média  $R_a$  em cada condição de corte

| Comprimento Usinado (mm) | Rugosidade Média ( $\mu\text{m}$ ) |                   |                 |
|--------------------------|------------------------------------|-------------------|-----------------|
|                          | 30000 rpm; seco                    | 30000 rpm; fluido | 20000 rpm; seco |
| 4,3                      | 0,268                              | 0,388             | 0,188           |
| 8,6                      | 0,250                              | 0,311             | 0,200           |
| 12,9                     | 0,326                              | 0,294             | 0,151           |
| 17,2                     | 0,314                              | 0,318             | 0,143           |
| 21,5                     | 0,469                              | -                 | 0,151           |
| 25,8                     | -                                  | -                 | 0,150           |
| 30,1                     | -                                  | -                 | 0,143           |
| 34,4                     | -                                  | -                 | 0,146           |
| 38,7                     | -                                  | -                 | 0,164           |
| 43,0                     | -                                  | -                 | 0,203           |
| 47,3                     | -                                  | -                 | 0,138           |
| 51,6                     | -                                  | -                 | 0,131           |
| 55,9                     | -                                  | -                 | 0,140           |

Para melhor visualização do comportamento da rugosidade no transcorrer de cada ensaio, serão apresentados os resultados de rugosidade média aritmética  $R_a$  em forma de gráfico. A Figura 4.27 mostra o gráfico com os resultados da rugosidade média ( $R_a$ ) obtida em cada condição de corte. Ressalta-se que para as condições onde foi utilizada a rotação de 30000 rpm, tanto na condição a seco, quanto ao utilizar fluido, o comprimento usinado foi menor até a quebra da ferramenta.

Figura 4.27 – Rugosidade média  $R_a$  obtida em cada passe para cada condição de corte

Pode-se observar que, ao utilizar fluido de corte, assim como ocorreu com a altura da rebarba, a rugosidade apresentou uma tendência de reduzir, ou seja, ela apresentou uma propensão de diminuir com o desgaste da ferramenta. A redução maior está entre a rugosidade obtida para o primeiro canal (após usinagem de 4,3 mm) e a obtida para o terceiro canal (após usinar 12,9 mm). Essa diferença pode ser claramente observada na comparação das imagens das superfícies usinadas no primeiro passe e segundo, mostrada na Fig. 4.28. Observa-se que a superfície do primeiro canal, indicada pelo número um, possui marcas da microfresa bem mais evidentes se comparada à superfície do segundo canal (indicada pelo número dois).

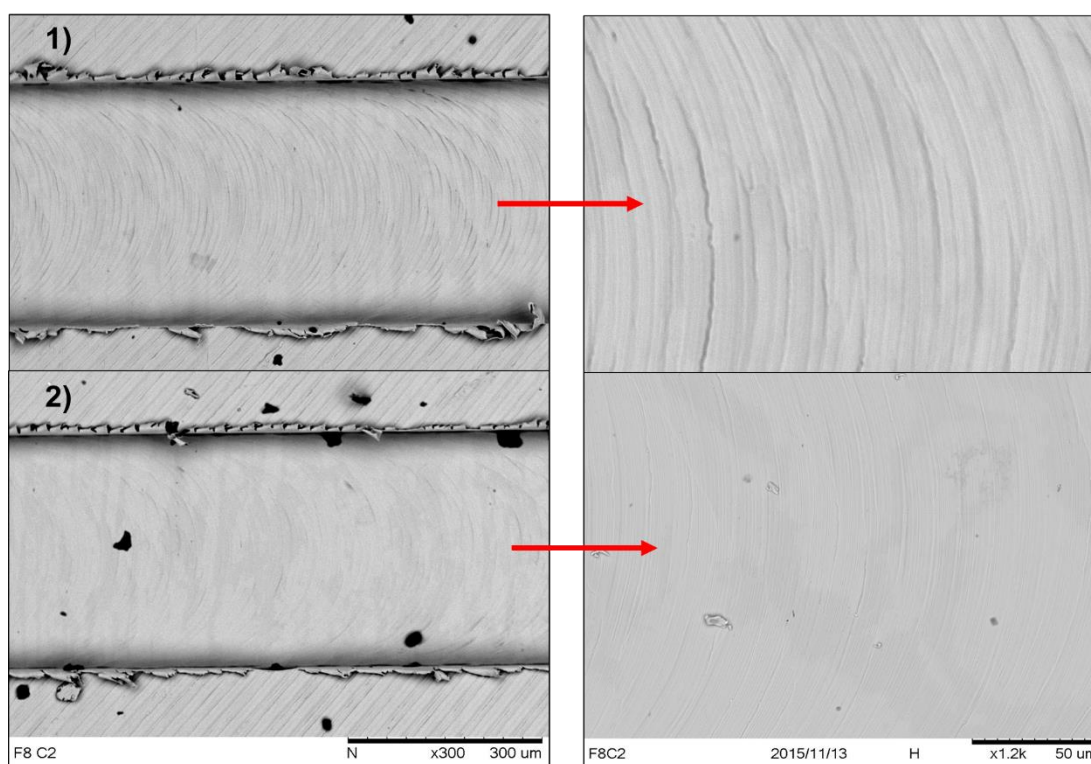


Figura 4.28 – Superfície gerada após usinagem do primeiro (1) e segundo (2) passe ao utilizar fluido de corte

Sugere-se que a rugosidade melhorou com o desgaste devido ao arredondamento da ponta que ocasionou a redução da altura dos picos e profundidade dos vales. Essa diferença pode ser observada ao se comparar o perfil de rugosidade da superfície obtido para o primeiro canal, mostrado na imagem da Fig. 4.29 (1), e o perfil obtido para o segundo canal Fig. 4.29 (2).

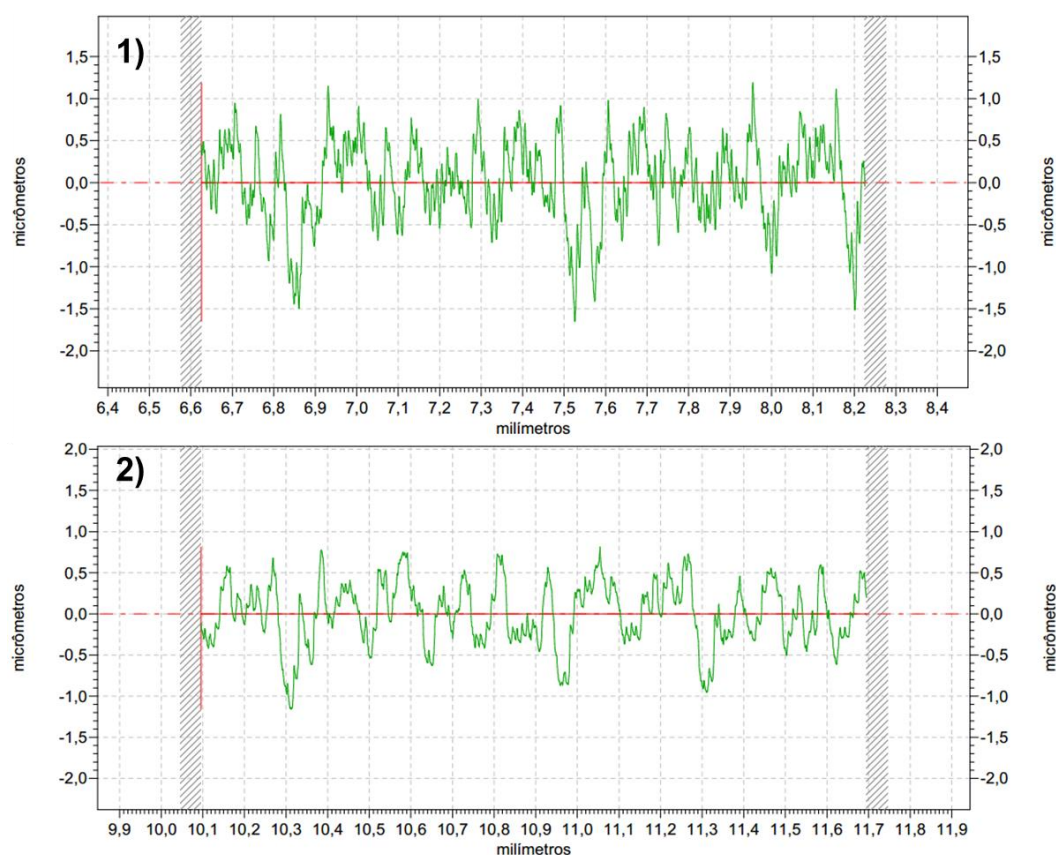


Figura 4.29 – Perfis de rugosidade obtidos após usinagem do primeiro (1) e segundo (2) passe ao utilizar fluido

Entretanto, no ensaio a seco com a velocidade de corte maior, a rugosidade apresentou uma tendência de aumentar com o comprimento usinado, ou seja, com a evolução do desgaste da ferramenta. Vale ressaltar o grande aumento ocorrido no último passe, no qual a ferramenta quebrou. Na Figura 4.30 são mostrados os perfis de rugosidade obtidos após o primeiro, terceiro e quinto passe, respectivamente. Nota-se que o perfil apresentado pelo primeiro canal foi diferente dos demais.

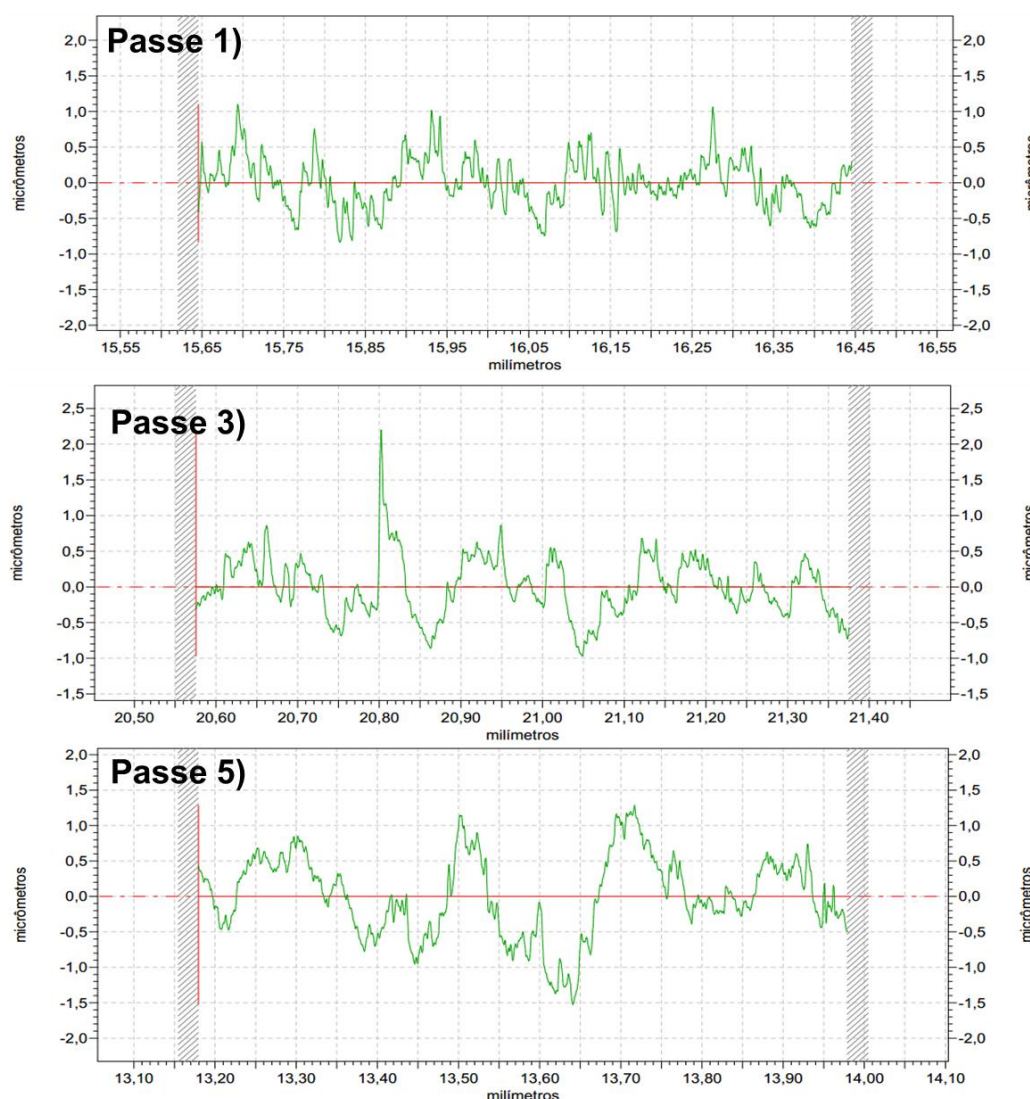


Figura 4.30 – Perfis de rugosidade obtidos após usinagem do primeiro, terceiro e quinto canal ao utilizar 30000 rpm na condição a seco

No que se refere à rugosidade obtida ao empregar a velocidade de corte menor, os resultados não mostram, estatisticamente, uma tendência.

Além disso, foi observado que nas condições onde foi empregada a velocidade de corte maior (30000 rpm), tanto a seco, quanto ao utilizar fluido, a rugosidade obtida foi maior do que ao utilizar a velocidade de corte menor (20000 rpm). Uma possível explicação para esse comportamento é que a quantidade maior de partículas de APC presentes na superfície usinada com a velocidade de corte menor, preencheram os vales da superfície usinada. A Figura 4.31 mostra a comparação entre os perfis de rugosidade obtidos após o primeiro passe em cada condição de corte. Nela, observa-se que, na superfície onde se utilizou velocidade de corte menor, Fig. 4.31 (a), há menos vales e estes apresentam profundidade menor, principalmente se comparado aos apresentados pelo perfil obtido ao



utilizar fluido, onde não foi constatada a presença de APC. Nota-se também a presença, com uma certa frequência, de alguns picos com altura mais elevada que os demais no perfil da superfície onde se utilizou velocidade de corte menor (Fig. 4.31 (a)).

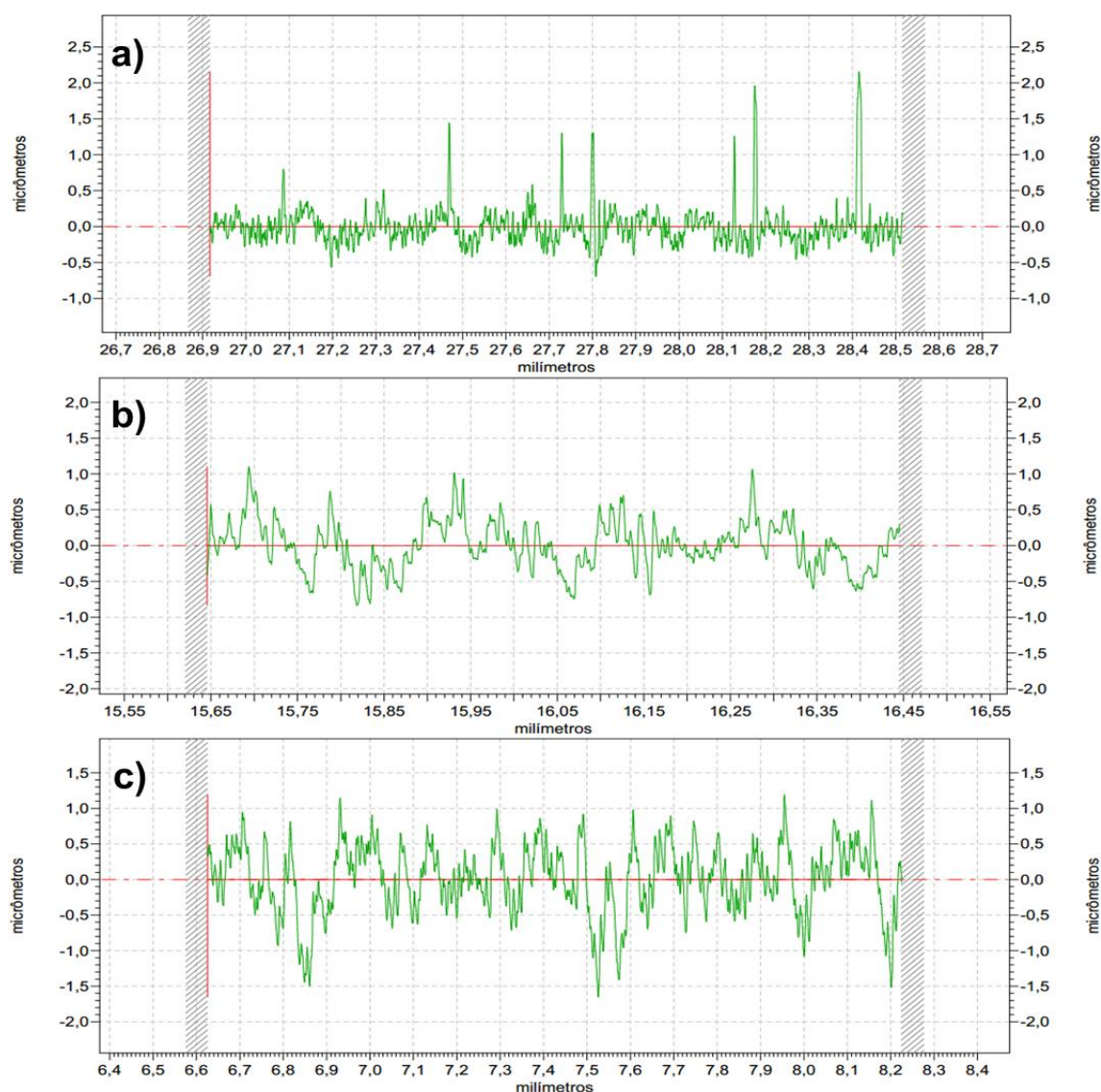


Figura 4.31 – Perfis de rugosidade obtidos após usinagem do primeiro canal para cada condição de corte, sendo: a) 20000 rpm a seco; b) 30000 rpm a seco; c) 30000 rpm com fluido de corte

Tendo em vista que a rugosidade sofre influência de vários parâmetros de usinagem, incluindo a rigidez da máquina-ferramenta, acredita-se que outro fator que pode ter influenciado na obtenção de rugosidade mais elevada para velocidade de corte maior, é a possível ocorrência de *chatter* ou vibração. Na Figura 4.32 são mostradas as marcas obtidas nos canais ao se utilizar a velocidade de corte maior. Observa-se que as marcas seguem

um padrão que é mostrado pelas setas que acompanham a distância entre as marcas sugeridas como *chatter*.

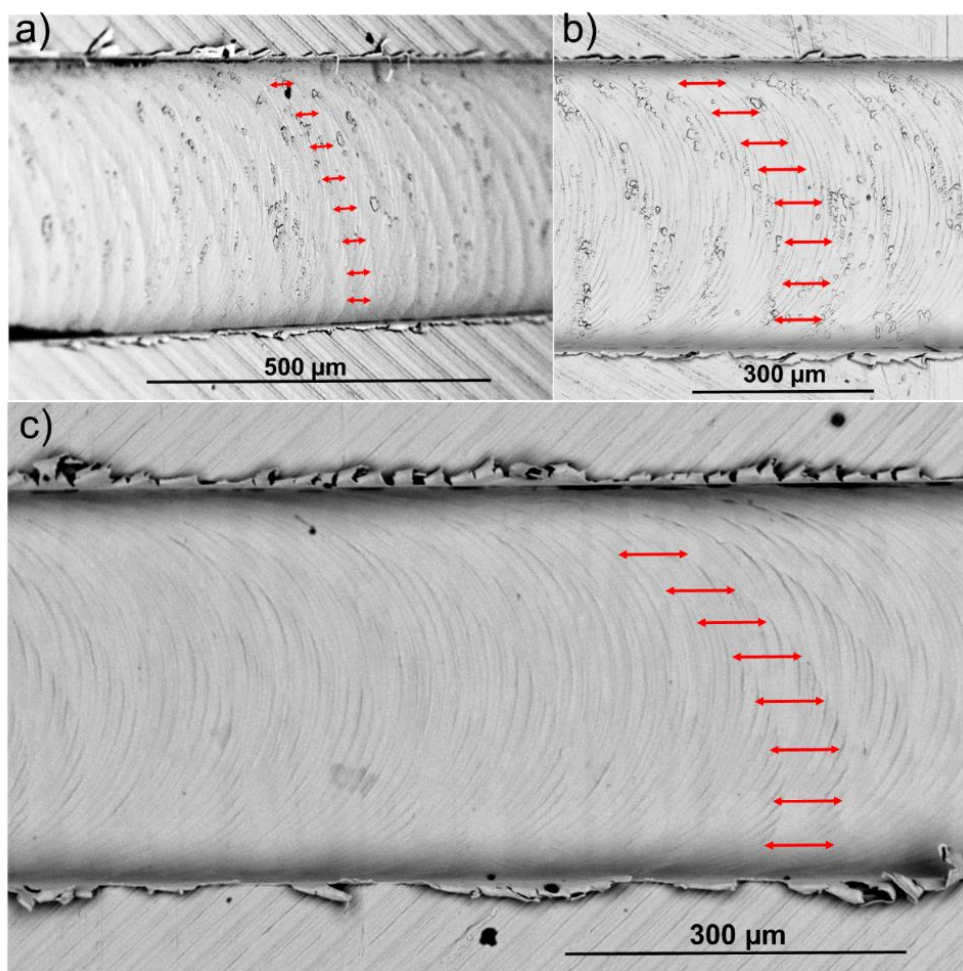


Figura 4.32 – Padrão de marcas observado ao utilizar 30000 rpm, sendo (a) e (b) correspondente à condição a seco e (c) com fluido de corte

De acordo com Boothroyd e Knight (1989), a causa básica para ocorrência de *chatter* é a interação do processo de corte e a estrutura da máquina-ferramenta. Para Arnold (1946) apud Shaw (1986), a primeira fonte de *chatter* a ser identificada é a redução da principal componente da força de corte para altos valores da velocidade de corte. Quando a ferramenta vibra na direção da principal componente da força de corte, a velocidade relativa entre o cavaco e a ferramenta irá variar de tal maneira que uma quantidade de energia será armazenada na ferramenta a cada ciclo. Para induzir o *chatter*, a ferramenta precisa apenas passar por um ponto duro no material da peça para executar um ciclo único. Assim, o sistema estrutural do processo de corte tornará instável se existir um mecanismo para

transferir a energia na estrutura para manter o *chatter* (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989; ARNOLD, 1946 apud SHAW, 1986).

Tendo em vista essas constatações, ao correlacionar com os aspectos envolvidos nessa pesquisa, nota-se que as marcas ocorreram apenas ao se empregar a velocidade de corte maior, o que pode ter levado à redução da componente da principal força de corte, que de acordo com o supracitado, se trata da primeira fonte do *chatter*. No que se refere à indução do *chatter*, sugere-se que foi ocasionada pela passagem da ferramenta de uma fase microestrutural do material para outra durante o processo de usinagem, já que as fases possuem durezas diferentes. Ao prosseguir com o corte, a ferramenta passa por fases diferentes, continuamente, tornando o sistema estrutural do processo instável e mantendo a ocorrência do *chatter*. Entretanto, cabe ressaltar que não foi realizado estudo da vibração durante o processo de corte.

Como o parâmetro  $R_a$  possui algumas limitações, como por exemplo, não definir a forma de irregularidades do perfil, fazendo com que muitos perfis diferentes tenham o mesmo valor, ocultando as diferenças, optou-se por medir também o  $R_q$ , que toma a raiz quadrada da média do perfil e é mais sensível a variações de superfície, para averiguar se os resultados expostos camuflaram irregularidades dos perfis analisados (ASM HANDBOOK, 2004). Na Fig. 4.33 é mostrado o gráfico com os resultados do parâmetro  $R_q$  obtidos em cada condição de corte. Da figura, nota-se que o comportamento do gráfico obtido para  $R_q$  é semelhante ao apresentado pelo gráfico da rugosidade média  $R_a$ , o que sugere que talvez não existam picos ou vales que se destacam no perfil de rugosidade das superfícies usinadas.

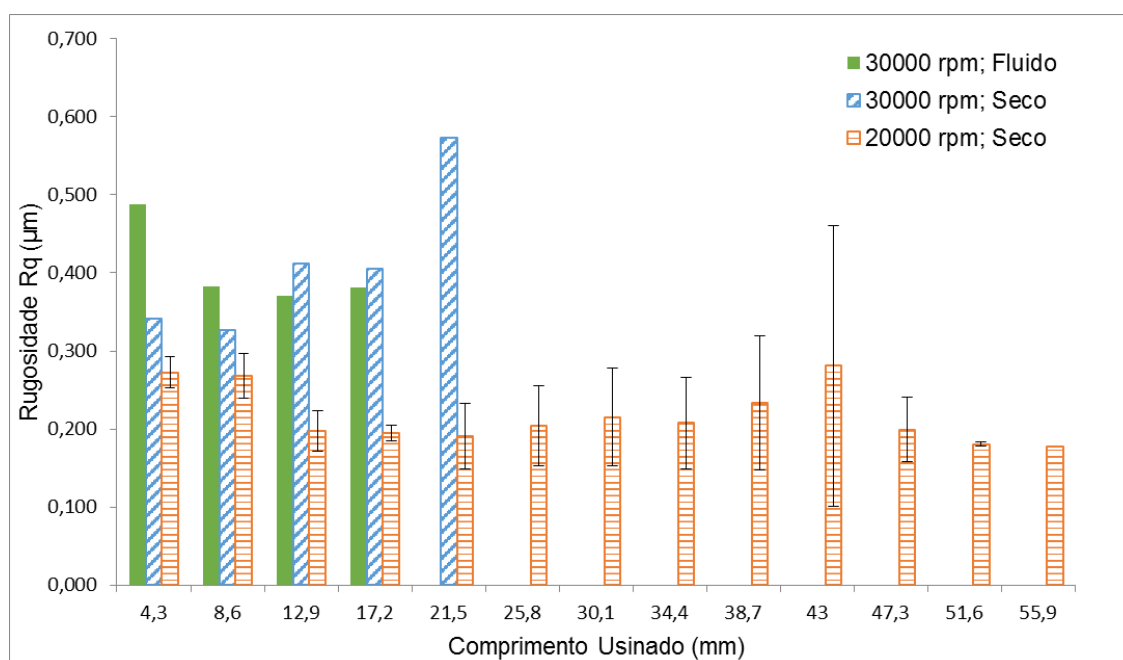


Figura 4.33 – Rugosidade  $R_q$  obtida em cada passe para cada condição de corte

Ao analisar detalhadamente a superfície dos canais, foi observada a presença de manchas claras que seguem um padrão e se assemelham à microestrutura do material da peça. As manchas podem ser observadas na imagem da Fig. 4.34, que mostra a superfície de um canal com as manchas bem evidenciadas. Essas manchas aparecem após a limpeza dos corpos de prova no ultrassom para análise no MEV. Uma medição foi realizada para obtenção da largura dessas manchas e verificou-se que a média das leituras foi próxima à média da largura das fases.

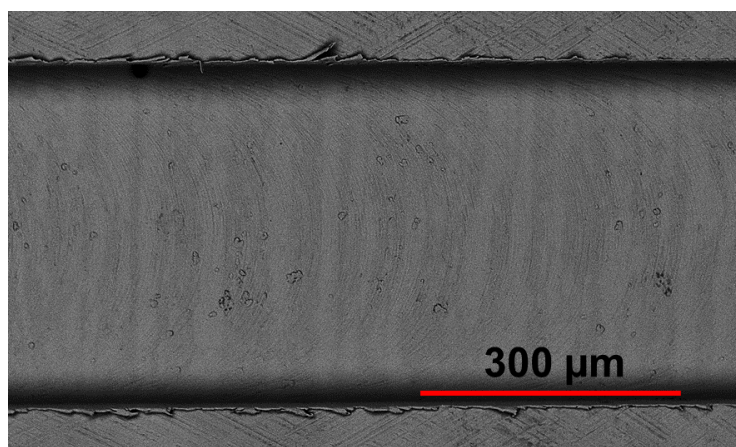


Figura 4.34 – Manchas apresentadas nas superfícies dos canais

A fim de comparação, a imagem da microestrutura foi colocada juntamente com a imagem do canal na mesma escala, Fig. 4.35. Da figura, observa-se a grande semelhança



entre as manchas na superfície usinada após limpeza para observação no MEV e as fases da microestrutura do material. Ressalta-se que a foto da microestrutura apresentada na figura não corresponde à área usinada mostrada, mas ambas são amostras que representam estatisticamente a microestrutura e superfície usinada.

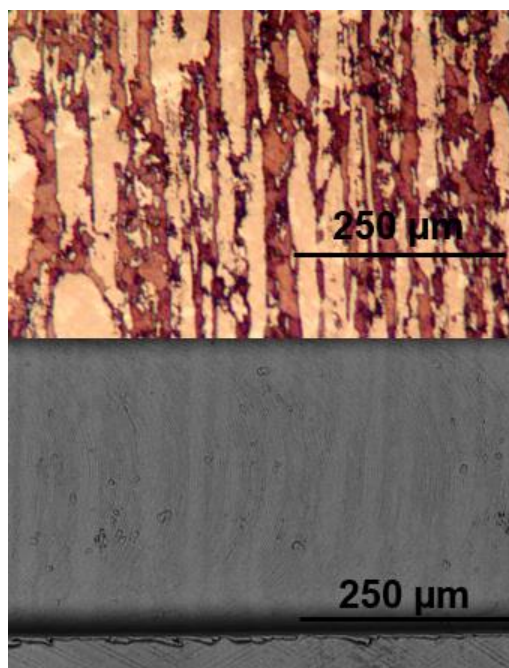


Figura 4.35 – Comparação entre as manchas apresentadas nos canais e a microestrutura do material da peça, na mesma escala

#### 4.4. Influência da Qualidade da Ferramenta

A qualidade da ferramenta de corte é fundamental para o desempenho em qualquer processo de usinagem. Além da microestrutura, composição química e propriedades mecânicas, a geometria da ferramenta tem uma grande influência no processo (MACHADO et al., 2011). A influência é maior em se tratando de microusinagem. Entre estas propriedades, a geometria da ferramenta, incluindo a rugosidade das superfícies pode ser mais facilmente analisada. Mesmo uma inspeção visual pode identificar algumas destas características. No caso de microferramentas, como as utilizadas neste trabalho, a inspeção visual é impossível e estas qualidades geométricas só podem ser avaliadas com a ajuda de um MEV.

Este trabalho utilizou ferramentas de um fabricante especializado e que são empregadas em outros trabalhos no laboratório, inclusive com revestimentos exclusivos. Para evitar influências de possíveis variações da ferramenta, este trabalho procurou utilizar ferramentas de um mesmo lote. No entanto, isso não foi possível e assim algumas réplicas

tiveram que ser realizadas utilizando ferramentas de outro lote (do mesmo fabricante e com as mesmas especificações técnicas). Ao utilizar as ferramentas do lote novo, estas quebravam logo no primeiro passe. Na Figura 4.36 é mostrada uma ferramenta do lote novo após o primeiro passe. Nota-se que ela desgastou demasiadamente, sofrendo quebra, com um comprimento de usinagem muito pequeno. Outras ferramentas foram testadas e a quebra no primeiro passe ocorreu nelas também.

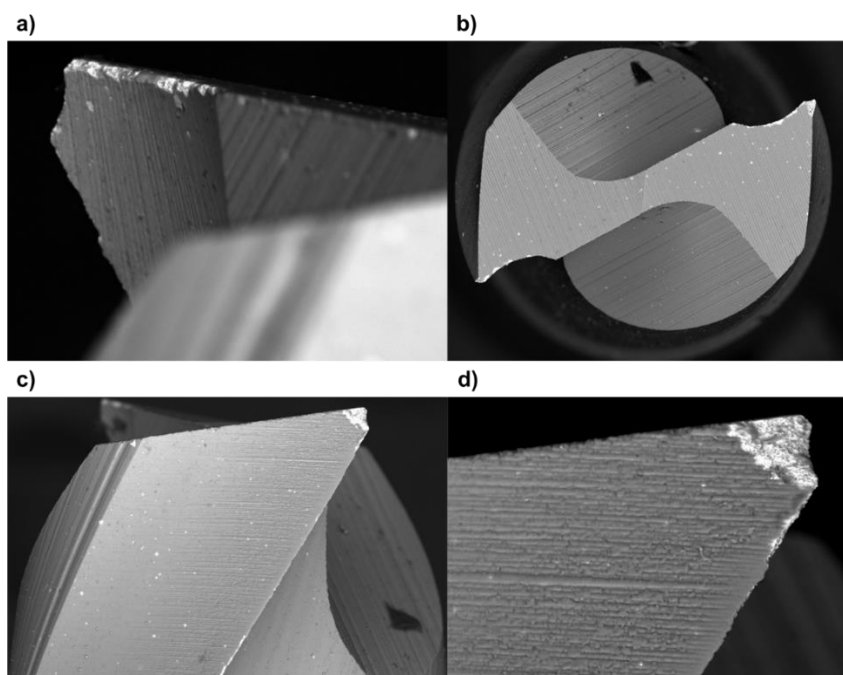


Figura 4.36 – Ferramenta de corte do lote novo após usar o primeiro canal, sendo: a) superfície de saída; b) superfície secundária de folga; c) superfície principal de folga; d) ponta da superfície principal de folga

Ao analisar o lote de ferramentas novo no MEV, notou-se que estas possuem algumas características diferentes das demais ferramentas do primeiro lote. As imagens expostas na Fig. 4.37 mostram essas diferenças entre as ferramentas do primeiro lote (que foram utilizadas nos ensaios) e do segundo lote, o qual seria utilizado para realizar as demais réplicas não feitas neste estudo. Da figura, percebe-se marcas de retificação bem mais evidentes na ferramenta do segundo lote. Além disso, essas ferramentas não possuem marcas de revestimento similar às das ferramentas do primeiro lote utilizado.

Como as ferramentas são importadas, o tempo decorrido da sua compra à chegada destas é longo, além disso, são demasiadamente caras. Dessa forma, tornou-se inviável a compra de novas ferramentas para realização das réplicas. Assim, alguns resultados apresentados neste trabalho não tem réplica. Entretanto, ressalta-se que o objetivo geral do

trabalho, análise dos fenômenos envolvidos no processo de microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205, não é comprometida pela falta das réplicas.

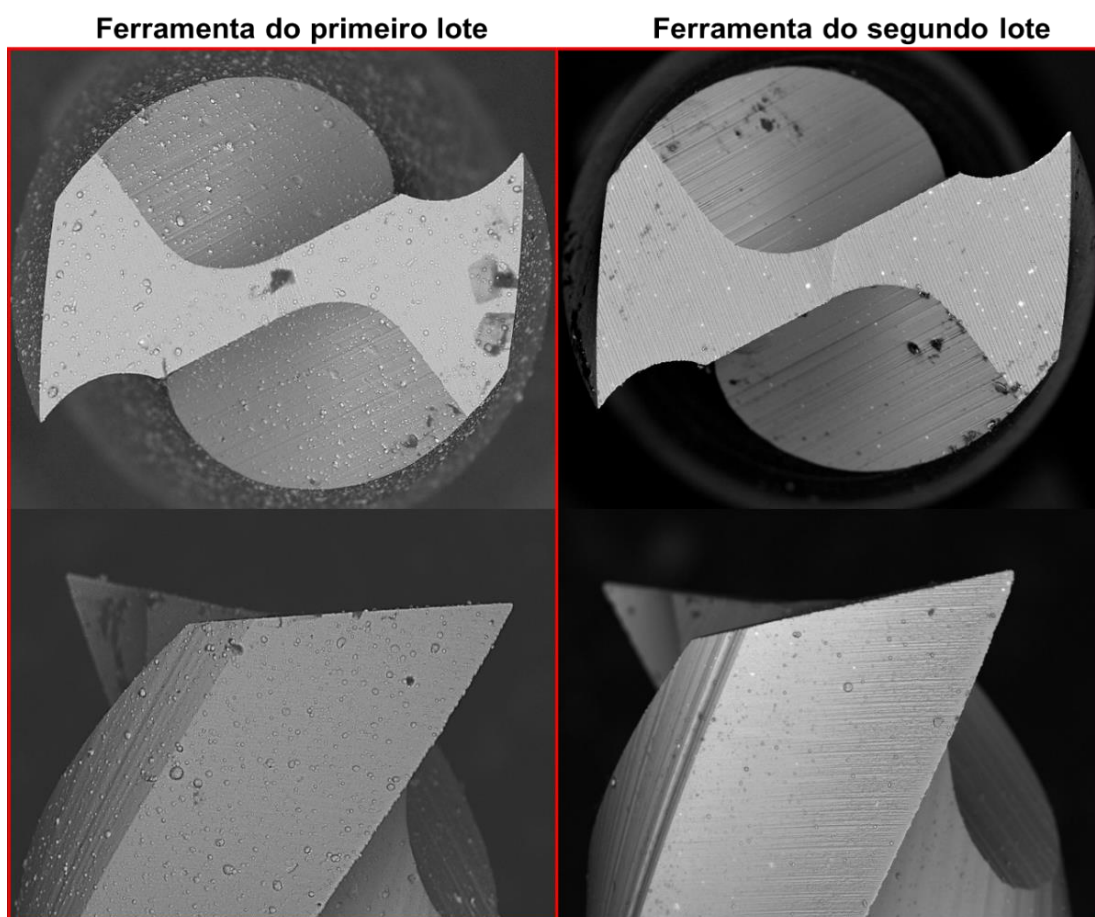


Figura 4.37 – Diferenças entre as ferramentas de cada lote

## CAPÍTULO V

### CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Através dos ensaios de microfresamento, com as diferentes condições de corte, no aço inoxidável duplex UNS S32205, pode-se concluir através da análise do desgaste que:

- As principais formas de desgaste apresentadas pelas microfresas durante os ensaios foram desgaste de ponta e de flanco, sendo o mecanismo de desgaste mais evidente o de adesão, evidenciado pela presença de material aderido e de aresta postiça de corte.
- Foi observado que o comportamento do gráfico obtido para o desgaste em função do comprimento usinado é semelhante ao apresentado pelas macroferramentas, com três regiões de taxa de desgaste diferentes.
- O critério de fim de vida adotado, desgaste de ponta de 12,65  $\mu\text{m}$ , é semelhante ao adotado na usinagem convencional, considerando as diferenças nas dimensões envolvidas nestes dois processos.
- A velocidade de corte mais alta resultou em vida mais curta para a ferramenta. A presença mais evidente da APC observada ao utilizar a velocidade de corte menor (24 m/min) contribuiu para aumento da vida da ferramenta.
- A equação de Taylor foi determinada para o par ferramenta-peça analisado e foi obtido que para que a ferramenta tenha uma vida de um minuto, nas condições analisadas, deve-se usar a 23,31 m/min.

No que se refere à formação de rebarba, concluiu-se que:

- A rebarba de entrada e de saída na parte inferior do canal, as rebarbas de entrada lateral discordante e rebarba de saída lateral concordante foram mínimas.
- No que se refere à rebarba de entrada lateral concordante e a rebarba de saída lateral discordante, estas apresentaram um formato encurvado tipo *rollover* ou de

encurvamento devido à velocidade baixa empregada e ao ângulo de saída demasiadamente negativo.

- A rebarba de topo foi a que apresentou tamanho mais expressivo, sendo que os principais tipos apresentados no lado discordante foram rebarba tipo pena e rebarba primária. Já no lado concordante, a rebarba apresentou um tipo bastante irregular.
- As dimensões da largura da raiz da rebarba apresentaram valores bem próximos ao tamanho das fases do material, ou seja, as rebarbas se formaram a distâncias que são comparáveis ao espaçamento entre os contornos de grãos para ambas as fases (ferrita e austenita).

Com relação à rugosidade pode-se concluir que:

- Os resultados obtidos para o parâmetro  $R_a$  variaram de 0,131 a 0,469  $\mu\text{m}$ , dependendo das condições de corte empregadas.
- Nas condições onde foi empregada a velocidade de corte maior, tanto a seco, quanto ao utilizar fluido, a rugosidade obtida foi maior do que ao utilizar a velocidade de corte menor.

Seguem, abaixo, sugestões para trabalhos futuros:

- Analisar com maior detalhamento as manchas, semelhantes à microestrutura do material que apareceram nos microcanais, analisando suas possíveis causas.
- Avaliar a influência da qualidade da ferramenta durante os ensaios de microusinagem.
- Analisar com aprofundamento a ocorrência de *chatter* ao utilizar rotações mais altas na máquina-ferramenta utilizada.
- Analisar a evolução da temperatura durante os ensaios para avaliar a influência do fluido de corte na refrigeração da peça e ferramenta.
- Avaliar a formação de APC durante o processo de microusinagem.

## REFERÊNCIAS

ALVAREZ-ARMAS, I. Duplex Stainless Steels: Brief History and Some Recent Alloys. **Recent Patents on Mechanical Engineering**. v. 1, p. 51-57, 2008.

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

ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. **Precision Engineering**, Philadelphia, v. 4, p. 402-407, 2009.

ARAMCHAROEN, A., MATIVENGA, P.T., YANG, S., COOKE, K.E., TEER, D.G. Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 1578 – 1584, 2008.

BERESTOVSKYI, D.; HUNG, W. N. P. Surface Finish of Ball-End Milled Microchannels. In. **International Conference on Micronanufacturing**, Canadá. Anais... v. 80, p. 1-8, 2013.

BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; CHIFFRE, L. D.; Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 201–207, 2005.

BODZIAK, S.; SOUZA, A. F.; RODRIGUES, A. R.; DINIZ, A. E.; COELHO, R. T. Surface integrity of moulds for microcomponents manufactured by micromilling and electro-discharge machining. **The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**. p.1-13, 2013.

BOOTHROYD, G., KNIGHT, W.A., 1989, **Fundamentals of Machining and Machine Tools**, 2 ed. Edition, Marcel Dekker, Nova Iorque.

BUDAK, E. Improving Productivity and Part Quality in Milling of titanium Based Impellers by Chatter Suppression and Force Control. Anais... CIRP v. 49, p. 31-36, 2000.

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.

CHAE, J.; PARK, S.; FREIHET, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools & Manufacturing**, New York, v. 46, n. 3-4, p. 313-332, 2006.

CHENG, K.; HUO, DEHONG. Micro-Cutting Fundamentals and Applications. John Wiley & Sons, Ltd, 2013.

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

DA SILVA, M.A., **Estudo do Contato entre Material da Peça e Superfície de Folga da Ferramenta de Usinagem**, 2013. 112 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, MG.

DE CRISTOFARO, S.; FUNARO, N.; ROSTAGNO, M.; COMOGLIO, M.; MERLO, A.; STEFANNI, C.; DARIO, P. High-speed micro-milling: Novel coatings for tool wear reduction. **International Journal of Machine Tools & Manufacturing**. v. 63, p. 16-20, 2012.

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

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 micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 47, p. 1088–1100, 2007.

GUNN, R. N. **Duplex stainless steel: microstructure, properties and applications**. 1° ed. Cambridge: Abington Publishing, 1997. 205p.

**IMOA International Molybdenum Association.** Orientações práticas para processamento dos aços inoxidáveis duplex. Londres, p. 64, 2009.

International Stainless Steel Forum. Disponível em <  
<http://www.worldstainless.org/news/show/1777>>. Acesso em: 04 mai. 2015.

ISO 3685. Tool-life testing with single-point turning tools, 1993.

JACKSON, M. J. **Microfabrication and Nanomanufacturing**. 1. ed. West Lafayette: CRC Press, 2006. 387 p.

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.187–188 p. 250–255, 2007.

KANG, I. S; KIM. J. S.; SEO, Y. W. Cutting force model considering tool edge geometry for micro end milling process. **Journal of Mechanical Science and Technology**. v. 22, p. 293–299, 2008.

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, p. 435–450, 2014.

KROLCZYK, G.M., NIESLONY, P., LEGUTKO, S. Determination of tool life and research wear during duplex stainless steel turning. **Archives of civil and mechanical engineering**, v. 15, p. 347– 354, 2015.

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

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

LEKKALA, R.; BAJPAI, V.; SINGH, K. R.; JOSHI, S. S. Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling. **Precision Engineering**. v. 35, p. 625– 637, 2011.



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, p. 650–660, 2007.

LIU, X.; DEVOR, R. E., KAPOOR, S. G., EHMANN, K. F. The Mechanics of Machining at the Microscale: Assessment of the Current State of the Science. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v.126, p. 666-678, 2004a.

LIU, X.; MARTIN B. JUN, M. B. G.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. Cutting mechanisms and their influence on dynamic forces, vibrations and stability in micro-endmilling. **ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition**, p. 1–10, 2004b.

LLEWELLYN, D.T.; HUDD, R.C. **Steels: Metallurgy and Applications**. 3. ed. Butterworth Heinemann, 1998, 400 p.

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

MALEKIAN, M.; MOSTOFA, M. G.; PARK, S. S.; JUN, M. B. G. Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212 p. 553–559, 2012.

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

Microolution. Disponível em < <http://microlution-inc.com/index.php/media/milled-parts-gallery/> >. Acesso em: 04 mai. 2015.

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

NOMANI, J., PRAMANIK, A., HILDITCH, T., LITTLEFAIR, G. Machinability study of first generation duplex (2205), second generation duplex (2507) and austenite stainless steel during drilling process. **Wear**, v. 304, p. 20–28, 2013.

OLVERA, O.; BARROW, G. An experimental study of burr formation in square shoulder face milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 36, n. 9, p. 1005-1020, 1996.

OUTOKUMPU STAINLESS AB. **Handbook of Stainless Steel**, Impresso na Suécia por Sandvikens Tryckeri AB, 2013.

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

SAMUEL, J.; RAFIEE, J.; DHIMAN, Z.; YU, ZZ.; KORATKAR, N. Graphene Colloidal Suspensions as High Performance Semi-Synthetic Metal-Working Fluids. **The Journal of Physical Chemistry C**, v. 115, p. 3410–3415, 2011.

SENATORE, M; FINZETTO, L; PEREA, E. Estudo comparativo entre os aços inoxidáveis duplex e os inoxidáveis AISI 304L/316L. **Revista Escola de Minas**, Ouro Preto, v. 60, p. 175-181, 2007.

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

SIEURIN, H.; SANDSTRÖM, R. Fracture toughness of a welded duplex stainless steel. **Engineering Fracture Mechanics**. v. 73, p. 377–390, 2006.

SILVA, A. L. V. C.; MEI, P. R. **Aços e ligas especiais**. 3 ed. São Paulo: Editora Blucher, 2010. 646p.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI. Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.46, p. 467–481, 2006.

SON, S.M.; LIM, H.S.; AHN, J.H. Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 45, p. 529–535, 2005.

TRENT, E.M., WRIGHT, P.K., 2000, **Metal Cutting**, 4th Edition, Butterworth Heinemann, Oxford.

UCUN, I., ASLANTAS, K., BEDIR, F. An experimental investigation of the effect of coating material on tool wear in micro milling of Inconel 718 super alloy. **Wear**, v. 300, p. 8–19, 2013.

UHLMANN, E., PILTZ, S., SCHAUER, K. Micro milling of sintered tungsten–copper composite materials. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 167, p. 402–407, 2005.

VAZQUEZ, E.; GOMAR, J.; CIURANA, J.; RODRÍGUEZ, C. A. Analyzing effects of cooling and lubrication conditions in micromilling of Ti6Al4V. **Journal of Cleaner Production**, v. 87, p. 906 – 913, 2015.

VOGLER, M. P.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling, Part I: Surface Generation. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**. v. 126, p. 685-694, 2004.

WHITEHOUSE, D. J. Review Article: Surface metrology. **Meas. Sci. Technol.** v. 8, p. 955-972, 1997.

WEULE, H.; HUNTRUO, V.; TRISCHLE, H. **Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization**. **Anais... CIRP**, p. 61-64, 2001.

YUAN, Z. J., ZHOU, M., DONG, S. Effect of Diamond Tool Sharpness on Minimum Cutting Thickness and Cutting Surface Integrity in Ultraprecision Machining. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 62, p. 327–330, 1996.

YUN, H. T.; HEO, S. H.; LEE, M.K.; BYUNG-KWON, M.; LEE, S. J. Ploughing detection in micromilling processes using the cutting force signal. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 51, p. 377–382, 2011.

ZHANG, Y.; JUN, M. B. G. Mixed jet of independently atomized water and oil sprays as cutting fluids in micro-milling. **Manufacturing Letters**. v. 1, p. 13–161, 2013.