

**UNIVERSIDADE METODISTA DE PIRACICABA**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA, ARQUITETURA E URBANISMO**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO**

**Microfresamento: Estudo e Aplicação do Processo**

**Tiago Cacossi Picarelli**

Orientador: Prof. Dr.-Ing. Klaus Schützer

Co-orientadora: Dra. Luciana Wasnievski da Silva de Luca Ramos

Santa Bárbara d'Oeste, SP  
Julho/2015

**UNIVERSIDADE METODISTA DE PIRACICABA**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA, ARQUITETURA E URBANISMO**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO**

**Microfresamento: Estudo e Aplicação do Processo**

**Tiago Cacossi Picarelli**

Orientador: Prof. Dr.-Ing. Klaus Schützer

Co-orientadora: Dra. Luciana Wasnievski da Silva de Luca Ramos

Dissertação de Mestrado apresentada à  
Banca do Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia de Produção da Faculdade de  
Engenharia, Arquitetura e Urbanismo da  
Universidade Metodista de Piracicaba –  
UNIMEP.

Santa Bárbara d'Oeste, SP  
Julho/2015

## **Agradecimentos**

Aos meus orientadores, Prof. Klaus e Luciana, por todos os ensinamentos, por estarem sempre dispostos a ajudar e pelo exemplo de postura como profissionais.

Aos professores Alvaro Abackerli e Roxana Orrego por acreditarem e por me incentivarem a trilhar esse caminho.

Ao meu pai, Claudionor, e à minha mãe, Maria de Lourdes, por terem sido pais sempre presentes, por terem me educado e passado seus valores, e por terem proporcionado e incentivado meu crescimento pessoal por meio do estudo.

À minha noiva, Gabriela, pelo companheirismo e pela paciência, por dividir comigo as alegrias e problemas do dia a dia, e por estar sempre ao meu lado.

A todos os integrantes do Laboratório de Sistemas Computacionais para Projeto e Manufatura (SCPM) por sempre terem me ajudado da melhor forma possível em todos os momentos.

A todos os integrantes do Laboratório de Micromanufatura (LMI) do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT), especialmente ao Eng. Antonio Militão, por todos os ensinamentos e pela disponibilidade e auxílio.

A todos os professores, funcionários e alunos do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção da Universidade Metodista de Piracicaba (UNIMEP) pela contribuição durante esses anos.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pela concessão da bolsa de estudo.

Ao IPT e à Fundação de Apoio ao IPT (FIPT) pelo apoio e por disponibilizarem suas instalações para que fosse possível a realização deste estudo.

Aos meus irmãos, familiares e amigos e para todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho, muito obrigado.

Este trabalho é dedicado a todos vocês.

*“Grandes realizações são possíveis quando se dá importância aos pequenos começos.”*

Lao Zi

## Resumo

A crescente demanda por produtos que necessitam de componentes cada vez menores impulsiona pesquisas voltadas para o desenvolvimento tecnológico nessa área. O microfresamento é uma alternativa viável de fabricação para esses microcomponentes, permitindo a usinagem de geometrias complexas em diversos materiais. No entanto, adaptar o conhecimento do fresamento em escala convencional para a microescala exige o entendimento dos fenômenos específicos que surgem com a redução das operações. Este trabalho analisa a influência de dois parâmetros de corte (profundidade de corte e avanço por dente) na rugosidade superficial do aço inoxidável AISI 316 para o microfresamento de canais. Os resultados da análise de variância (ANOVA) apontaram que ambos os fatores tem influência significativa tanto para a rugosidade média ( $R_a$ ) como para a rugosidade máxima ( $R_z$ ), sendo também significativa a influência da interação entre os fatores. Os melhores resultados para a rugosidade foram obtidos com o menor dos níveis adotados para o avanço por dente ( $1,0 \mu\text{m/dente}$ ).

Palavras-chave: *Microusinagem; Microfresamento; Parâmetros de Corte; Rugosidade Superficial.*

## Abstract

The growing demand for products which need smaller components drives researches towards technological development in this area. Micromilling is a viable manufacturing alternative for these micro components, allowing complex geometries on several materials. However, carry all the knowledge available in conventional milling to micro scales demands understanding of specific phenomena that arise due to operations. This work analyzes the influence of two cutting parameters (depth of cut and feed per tooth) on surface roughness of stainless steel AISI 316 on channels micromilling. The results obtained on analysis of variance (ANOVA) showed that both factors have significant influence on average roughness ( $R_a$ ) and mean roughness depth ( $R_z$ ), while the interaction of the factors was also significant. The best results for surface roughness were obtained with the lowest level adopted for feed per tooth (1.0  $\mu\text{m}/\text{tooth}$ ).

Keywords: *Micromachining; Micromilling; Cutting Parameters; Surface Roughness.*

## Lista de Figuras

QUADRO 2.1: PRINCIPAIS MÉTODOS DE MICROUSINAGEM (ADAPTADO DE [10]) .....	6
FIGURA 2.2: SISTEMA PARA MICROMANUFATURA DE MICROCOMPONENTES TUBULARES [8].....	8
FIGURA 2.3: ASPECTOS-CHAVE DO MICROFRESAMENTO (ADAPTADO DE [12]) .....	10
FIGURA 2.4: FRESA DE TOPO RETO DE 6 MM DE DIÂMETRO (À ESQUERDA) E MICRO-FRESA DE 200 $\mu\text{M}$ (À DIREITA) [2] .....	11
FIGURA 2.5: VISTA FRONTAL (A) E INFERIOR (B) DA FERRAMENTA COM GRÃO DE 0,6 $\mu\text{M}$ (ESQUERDA) E 90 NM (DIREITA) [14] .....	13
FIGURA 2.6: SUPERFÍCIES GERADAS APÓS USINAGEM COM FERRAMENTAS REVESTIDAS [15].....	15
FIGURA 2.7: DESGASTE DA ARESTA DE CORTE EM FUNÇÃO DO COMPRIMENTO DE CORTE PARA USINAGEM A SECO E MQL (ROTAÇÃO DO EIXO-ÁRVORE IGUAL A 30.000 RPM) [17] .....	18
FIGURA 2.8: MICRO-ESTRUTURA DO AÇO CARBONO (A) TAMANHO NORMAL DO GRÃO; (B) GRÃO ULTRA-FINO [21].....	21
FIGURA 2.9: MICROUSINAGEM COM FRESA DE 300 $\mu\text{M}$ – (A) 150.000 RPM; (B) 250.000 RPM [24].....	24
FIGURA 2.10: MICROUSINAGEM COM FRESA DE 50 $\mu\text{M}$ – (A) 250.000 RPM; (B) 300.000 RPM [24].....	24
FIGURA 2.11: MODELO CAD DA PEÇA USINADA [22].....	25
FIGURA 2.12: DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DA INTERAÇÃO FERRAMENTA-PEÇA; (A) CORTE NORMAL E (B) PLOUGHING (ADAPTADO DE [35]).....	33
FIGURA 2.13: FORMAÇÃO DE REBARBAS (A) REBARBAS DE SAÍDA E LATERAIS NO CORTE ORTOGONAL; (B) REBARBAS SUPERIORES E DE SAÍDA NO MICROFRESAMENTO (ADAPTADO DE [43]).....	38
FIGURA 2.14: ÂNGULO DE TRABALHO ( $\theta_w$ ), ÂNGULO DA FERRAMENTA ( $\theta_r$ ) E ÂNGULO DA ARESTA ( $\theta_{EDGE}$ ) [43]..	39
FIGURA 2.15: MICROFERRAMENTA COMPOSTA FABRICADA [44].....	40
FIGURA 2.16: REBARBAS NA ENTRADA DO FURO USINADO (A) BROCA HELICOIDAL CONVENCIONAL; (B) FERRAMENTA COMPOSTA [44].....	41
FIGURA 2.17: ESQUEMA DO PROCESSO DE REBARBAÇÃO COM PINCEL E PARTÍCULAS ABRASIVAS (ADAPTADO DE [45]).....	42
FIGURA 2.18: PERFIL SUPERFICIAL (NBR ISO 4287:2002) [47] .....	44
FIGURA 2.19: PERFIL DE RUGOSIDADE PARA DETERMINAÇÃO DE $R_z$ (NBR ISO 4287:2002) [47] .....	45
FIGURA 2.20: ALTURAS MÁXIMAS NA SUPERFÍCIE NA DIREÇÃO DE AVANÇO E NA DIREÇÃO DE DESBASTE (A) CORTE HORIZONTAL (B) CORTE VERTICAL [48] .....	46
FIGURA 2.21: SUPERFÍCIE USINADA EM AÇO FERRAMENTA (ADAPTADO DE [2]) .....	47
FIGURA 2.22: RUGOSIDADE MÉDIA X RAZÃO ESPESSURA DO CAVACO E RAIOS DA ARESTA DE CORTE (ADAPTADO DE [36]).....	48
FIGURA 2.23: DEFINIÇÃO DA INCLINAÇÃO DA FERRAMENTA (A) NA DIREÇÃO DE AVANÇO; (B) TRANSVERSAL À DIREÇÃO DE AVANÇO [50] .....	49
FIGURA 2.24: REPRESENTAÇÃO DA POSIÇÃO E TRAJETÓRIA DA FERRAMENTA (ADAPTADO DE [54]) .....	52
FIGURA 4.1: MODELO GEOMÉTRICO DA PEÇA TESTE (DIMENSÕES INDICADAS EM MM)..	67
FIGURA 4.2: VISTA PARCIAL DE TOPO DA PEÇA-TESTE COM A INDICAÇÃO DA NUMERAÇÃO DOS MICROCANAIS.	68
FIGURA 4.3: CENTRO DE USINAGEM KERN EVO. ....	69

FIGURA 4.4: SISTEMA PARA MEDIÇÃO DE RAIOS E COMPRIMENTO DAS FERRAMENTAS.....	71
FIGURA 4.5: APALPADOR. ....	73
FIGURA 4.6: DIMENSÕES DA MORSAS DE PRECISÃO [66].....	74
FIGURA 4.7: PERFILÔMETRO BRUKER DEKTAKXT.. ....	76
FIGURA 4.8: MEDIÇÃO DO COMPRIMENTO E RAIOS DA MICROFRESA. ....	77
FIGURA 4.9: TELA DO COMANDO iTNC 530 COM O VALOR OBTIDO PARA O RAIOS DA FRESA DE 0,2 MM DE DIÂMETRO ANTES DA USINAGEM. ....	78
FIGURA 4.10: POSICIONAMENTO DA MORSAS DE PRECISÃO NO CENTRO DE USINAGEM COM AUXÍLIO DE RELÓGIO APALPADOR. ....	79
FIGURA 4.11: FIXAÇÃO DO CORPO DE PROVA E DETERMINAÇÃO DO ZERO-PEÇA. ....	80
FIGURA 4.12: FACEAMENTO DA PEÇA-TESTE. ....	81
FIGURA 4.13: USINAGEM DE CANAL DE MOVIMENTAÇÃO DA PEÇA-TESTE.....	82
FIGURA 4.14: PROGRAMA PARA USINAGEM DOS MICROCANAIS.....	83
FIGURA 4.15: SIMULAÇÃO DO PROGRAMA.....	84
FIGURA 4.16: FERRAMENTA E PEÇA-TESTE APÓS USINAGEM. ....	85
FIGURA 4.17: PEÇA-TESTE APÓS USINAGEM DOS MICROCANAIS. ....	85
FIGURA 4.18: TELA DO COMANDO iTNC 530 COM O VALOR OBTIDO PARA O RAIOS DA FRESA DE 0,2 MM DE DIÂMETRO APÓS A USINAGEM. ....	86
FIGURA 4.19: PEÇA-TESTE POSICIONADA NO PERFILÔMETRO PARA MEDIÇÃO DA RUGOSIDADE SUPERFICIAL DOS MICROCANAIS. ....	87
FIGURA 4.20: MEDIÇÃO DE RUGOSIDADE SUPERFICIAL PARA O CANAL 1 .....	88
FIGURA 4.21: MEDIÇÃO DE RUGOSIDADE SUPERFICIAL PARA O CANAL 2 .....	88
FIGURA 4.22: IMAGENS DOS CANAIS 1 AO 6 EM MICROSCÓPIO DIGITAL (PROFUNDIDADE DE CORTE 2 $\mu\text{m}$ ).....	91
FIGURA 4.23: IMAGENS DOS CANAIS 7 AO 12 EM MICROSCÓPIO DIGITAL (PROFUNDIDADE DE CORTE 4 $\mu\text{m}$ ).....	92
FIGURA 4.24: IMAGENS DOS CANAIS 13 AO 18 EM MICROSCÓPIO DIGITAL (PROFUNDIDADE DE CORTE 6 $\mu\text{m}$ )... ..	92
FIGURA 5.1: GRÁFICO DA RUGOSIDADE MÉDIA ( $R_a$ ) X PROFUNDIDADE DE CORTE .....	97
FIGURA 5.2: GRÁFICO DE PROBABILIDADE NORMAL DOS RESÍDUOS PARA A RUGOSIDADE MÉDIA ( $R_a$ ) .....	99
FIGURA 5.3: GRÁFICO DOS RESÍDUOS X PROFUNDIDADE DE CORTE PARA $R_a$ .....	100
FIGURA 5.4: GRÁFICO DOS RESÍDUOS X AVANÇO POR DENTE PARA $R_a$ .....	101
FIGURA 5.5: GRÁFICO DOS RESÍDUOS X VALORES AJUSTADOS PARA $R_a$ .....	101
FIGURA 5.6: GRÁFICO DA RUGOSIDADE MÁXIMA ( $R_z$ ) X PROFUNDIDADE DE CORTE .....	105
FIGURA 5.7: GRÁFICO DE PROBABILIDADE NORMAL DOS RESÍDUOS PARA A RUGOSIDADE MÁXIMA ( $R_z$ ) .....	106
FIGURA 5.8: GRÁFICO DOS RESÍDUOS X PROFUNDIDADE DE CORTE PARA $R_z$ .....	107
FIGURA 5.9: GRÁFICO DOS RESÍDUOS X AVANÇO POR DENTE PARA $R_z$ .....	108
FIGURA 5.10: GRÁFICO DOS RESÍDUOS X VALORES AJUSTADOS PARA $R_z$ .....	108



## Lista de Tabelas

TABELA 2.1: ARRANJO DOS DADOS PARA UM PLANEJAMENTO FATORIAL COM DOIS FATORES [58] .....	54
TABELA 2.2: NOTAÇÃO PARA TOTAIS E MÉDIAS [58].....	55
TABELA 2.3: HIPÓTESES SOBRE OS EFEITOS PRINCIPAIS DOS FATORES A E B E DA INTERAÇÃO AB [58] .....	56
TABELA 2.4: CÁLCULO DAS MÉDIAS QUADRÁTICAS [58] .....	57
TABELA 2.5: VALORES ESPERADOS PARA AS MÉDIAS QUADRÁTICAS PARA DOIS FATORES [58] .....	58
TABELA 2.6: TABELA DA ANOVA PARA UM FATORIAL COM DOIS FATORES, MODELO DE EFEITOS FIXOS [58]	59
TABELA 2.7: FÓRMULAS DE CÁLCULO PARA AS SOMAS DOS QUADRADOS EM UMA ANÁLISE DE VARIÂNCIA COM DOIS FATORES [58].....	60
TABELA 4.1: TABELA DE VALORES UTILIZADOS PARA OS PARÂMETROS DE CORTE. ....	65
TABELA 4.2: ESPECIFICAÇÕES DO CENTRO DE USINAGEM KERN EVO [63].....	70
TABELA 4.3: ESPECIFICAÇÕES DO SISTEMA DE MEDIÇÃO BLUM LASERCONTROL NT [64] .....	72
TABELA 4.4: ESPECIFICAÇÕES DO APALPADOR [65].....	73
TABELA 4.5: INFORMAÇÕES TÉCNICAS DA MORSA DE PRECISÃO [66] .....	75
TABELA 4.6: ESPECIFICAÇÕES DO PERFILÔMETRO [67] .....	76
TABELA 4.7: VALORES DE RUGOSIDADE MÉDIA ( $R_A$ ) MEDIDOS NOS MICROCANAIS.....	89
TABELA 4.8: VALORES DE RUGOSIDADE MÁXIMA ( $R_z$ ) MEDIDOS NOS MICROCANAIS. ....	90
TABELA 5.1: ARRANJO DOS DADOS PARA RUGOSIDADE MÉDIA ( $R_A$ ). ....	94
TABELA 5.2: ANOVA PARA A RUGOSIDADE MÉDIA ( $R_A$ ).....	95
TABELA 5.3: RESULTADO DOS TESTES DE HIPÓTESE PARA A RUGOSIDADE MÉDIA ( $R_A$ ).. ....	96
TABELA 5.4: VALORES DOS RESÍDUOS PARA A RUGOSIDADE MÉDIA ( $R_A$ ).....	98
TABELA 5.5: ARRANJO DOS DADOS PARA RUGOSIDADE MÁXIMA ( $R_z$ ).. ....	102
TABELA 5.6: ANOVA PARA A RUGOSIDADE MÁXIMA ( $R_z$ ). ....	103
TABELA 5.7: RESULTADO DOS TESTES DE HIPÓTESE PARA A RUGOSIDADE MÁXIMA ( $R_z$ ).. ....	104
TABELA 5.8: VALORES DOS RESÍDUOS PARA A RUGOSIDADE MÁXIMA ( $R_z$ ).. ....	105

## Lista de Abreviaturas e Siglas

ANOVA:	Analysis of Variance
CAD:	Computer Aided Design
CAM:	Computer Aided Manufacturing
CNPq:	Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico
ECM:	Electrochemical Machining
EDM:	Electrical Discharge Machining
IPT:	Instituto de Pesquisas Tecnológicas
ISO:	International Organization for Standardization
LBM:	Laser Beam Machining
LIGA:	Litographie, Galvanoformung, Abformung
LMI:	Laboratório de Micromanufatura
MASMICRO:	Mass-manufacture of Miniature/Micro-Products
MET:	Micro-engineering Technologies
MQL:	Mínima Quantidade de Lubrificante
MST:	Microsystem Technologies
NBR:	Norma Brasileira
NC:	Numerical Control
NURBS:	Non-uniform Rational B-spline
SCPM:	Lab. de Sistemas Computacionais para Projeto e Manufatura
UNIMEP:	Universidade Metodista de Piracicaba
USM:	Ultrasonic Machining
UV:	Ultra-Violeta
WEDG:	Wire Electro-Discharge Grinding

## Lista de Símbolos

$a_e$ :	Largura de corte
$a_p$ :	Profundidade de corte
$f_z$ :	Avanço por dente
$R_a$ :	Rugosidade média
$R_z$ :	Rugosidade máxima
$v_c$ :	Velocidade de corte
$v_f$ :	Velocidade de avanço
$\theta_{edge}$ :	Ângulo da aresta
$\theta_t$ :	Ângulo da ferramenta
$\theta_w$ :	Ângulo de trabalho

## Sumário

Agradecimentos .....	IV
Resumo .....	VI
Abstract.....	VII
Lista de Figuras .....	VIII
Lista de Tabelas.....	X
Lista de Abreviaturas e Siglas.....	XI
Lista de Símbolos .....	XII
<b>1</b> <b>Introdução .....</b>	<b>1</b>
<b>1.1</b> <b>Justificativa .....</b>	<b>2</b>
<b>1.2</b> <b>Conteúdo dos Capítulos.....</b>	<b>3</b>
<b>2</b> <b>Processo de Microfresamento .....</b>	<b>5</b>
<b>2.1</b> <b>Micromanufatura .....</b>	<b>5</b>
<b>2.2</b> <b>Microfresamento .....</b>	<b>8</b>
<b>2.3</b> <b>Alguns fatores que influenciam o microfresamento.....</b>	<b>10</b>
2.3.1    Ferramentas de corte .....	10
2.3.2    Fluidos de corte.....	16
2.3.3    Material da peça.....	19
<b>2.4</b> <b>Condições de corte no microfresamento .....</b>	<b>21</b>
2.4.1    Influência dos parâmetros de corte no microfresamento.....	22
2.4.2    Outros fatores determinantes nas condições de corte .....	27
<b>2.5</b> <b>Efeitos do microfresamento.....</b>	<b>29</b>
2.5.1    Formação do cavaco.....	29
2.5.2    Efeito de escala ( <i>size effect</i> ) .....	31
2.5.3    Efeito de <i>ploughing</i> .....	32
2.5.4    Vida útil da ferramenta .....	34
2.5.5    Formação de rebarbas .....	36
<b>2.6</b> <b>Qualidade Superficial .....</b>	<b>43</b>

2.6.1	Rugosidade superficial .....	44
2.6.2	Influência dos parâmetros e condições de corte na rugosidade superficial .....	47
<b>2.7</b>	<b>Programação NC .....</b>	<b>50</b>
2.7.1	Interpolação da trajetória da ferramenta.....	51
<b>2.8</b>	<b>Análise de variância (ANOVA) .....</b>	<b>54</b>
<b>3</b>	<b>Objetivos .....</b>	<b>61</b>
<b>3.1</b>	<b>Objetivo geral .....</b>	<b>61</b>
3.1.1	Objetivos específicos.....	61
<b>3.2</b>	<b>Métodos .....</b>	<b>61</b>
<b>4</b>	<b>Descrição dos Materiais e Métodos .....</b>	<b>63</b>
<b>4.1</b>	<b>Planejamento dos experimentos .....</b>	<b>63</b>
<b>4.2</b>	<b>Peça-teste .....</b>	<b>65</b>
<b>4.3</b>	<b>Equipamentos utilizados .....</b>	<b>68</b>
4.3.1	Centro de usinagem .....	68
4.3.2	Sistema de medição de ferramentas .....	70
4.3.3	Apalpador .....	72
4.3.4	Morsa de precisão .....	74
4.3.5	Perfilômetro .....	75
<b>4.4</b>	<b>Detalhamento dos experimentos .....</b>	<b>77</b>
<b>5</b>	<b>Análise e Discussão dos Resultados .....</b>	<b>94</b>
<b>5.1</b>	<b>ANOVA para a Rugosidade Média (<math>R_a</math>).....</b>	<b>94</b>
5.1.1	Verificação da adequação do modelo para a rugosidade média ( $R_a$ ).....	97
<b>5.2</b>	<b>ANOVA para a Rugosidade Máxima (<math>R_z</math>).....</b>	<b>102</b>
5.2.1	Verificação de adequação do modelo para a rugosidade máxima ( $R_z$ ) .....	105
<b>5.3</b>	<b>Aplicação dos resultados no planejamento do processo .....</b>	<b>109</b>
<b>6</b>	<b>Conclusão .....</b>	<b>110</b>
<b>6.1</b>	<b>Sugestões para Trabalhos Futuros .....</b>	<b>111</b>
<b>7</b>	<b>Referências .....</b>	<b>112</b>

# 1 Introdução

A usinagem sempre teve um papel muito importante na fabricação de peças e produtos, tendo sua capacidade de produzir componentes de alta qualidade aumentada de forma bastante significativa nos anos recentes devido aos avanços tecnológicos.

Desde os primórdios da manufatura, a fabricação de peças cada vez menores tem sido motivada pela busca por novas aplicações, melhor desempenho, menor custo e maior qualidade [1].

Algumas técnicas que permitem a produção em massa de microcomponentes, baseadas em processos de replicação como a microinjeção de moldes, necessita que sejam produzidos moldes e matrizes que consigam manter sua forma e as características das superfícies funcionais, sem desgastar excessivamente, mesmo após muitos ciclos de produção.

O uso dessas técnicas depende bastante de novas tecnologias que sejam capazes de fabricar esses moldes, sendo o microfresamento uma alternativa que apresenta grande versatilidade em relação às formas e geometrias que podem ser obtidas [2].

Dois aspectos críticos que devem ser levados em conta nos processos de microusinagem são a exatidão dimensional e a qualidade superficial obtida.

A qualidade superficial é muito importante para manter as características funcionais desejadas do material usinado. O grande desafio é atender às especificações sem a necessidade de processos posteriores à microusinagem, devido à dificuldade em se melhorar o acabamento em escalas tão pequenas [3].

Em relação à precisão dimensional, o principal fator a ser levado em conta quando se trabalha em microescalas é o posicionamento da ferramenta de corte.

As técnicas de microusinagem são baseadas em ferramentas de corte sólidas e também em ferramentas que utilizam feixes de energia (laser, elétrons e íons) para remoção de materiais.

O uso de feixes possui algumas limitações, como por exemplo, a baixa taxa de remoção de material e baixo controle da estrutura tridimensional, além da necessidade de ambientes adequados para o uso desta técnica.

A utilização de ferramentas sólidas de corte pode superar algumas dessas limitações, utilizando-se máquinas de alta precisão para executar as operações de torneamento, fresamento, retificação, entre outras. A microusinagem baseada em operações convencionais de remoção de material possui vantagens no que se refere principalmente a maior variedade de materiais usináveis e a maior complexidade das estruturas tridimensionais [4].

O microfresamento, mesmo apresentando muitas características semelhantes à usinagem tradicional, possui questões que devem ser resolvidas, principalmente em relação ao tamanho e escala de operações. Fatores que em macroescala não afetam as operações de usinagem podem se tornar predominantes para os resultados de qualidade superficial e integridade dos microcomponentes.

As dimensões e geometria da ferramenta, como o diâmetro por exemplo, podem interferir em diversos aspectos de usinagem dependendo do tamanho da microestrutura dos materiais processados e do formato que se deseja obter [1].

Segundo Bissacco, Hansen e De Chiffre [2], a determinação dos parâmetros de corte não pode basear-se nos conhecimentos do fresamento convencional, devido aos efeitos de escala e à menor resistência das microfresas.

Diversos trabalhos recentes têm buscado entender os fatores que afetam os processos de usinagem em microescala, apresentando propostas e soluções que melhoram o desempenho dos mesmos [2] [3] [4] [5].

Este trabalho busca analisar a influência de alguns parâmetros de corte na rugosidade superficial do aço inoxidável (AISI 316) em operações de microfresamento. Os parâmetros de corte escolhidos são o avanço por dente e a profundidade de corte, sendo analisados os efeitos individuais e também o efeito da interação entre ambos na usinagem de microcanais,

## **1.1 Justificativa**

A manufatura contemporânea tem visto uma crescente demanda por microprodutos e microcomponentes, proveniente de diversos setores industriais (eletrônica, ótica, médica, biotecnológica, automotiva). Algumas dessas aplicações são os implantes médicos, sistemas diagnósticos, micromotores, interruptores, entre outros.

Os sistemas microeletromecânicos baseados em tecnologias litográficas são capazes de produzir produtos e peças em escalas micrométricas, principalmente para estruturas bidimensionais e para uma gama restrita de materiais. Conseqüentemente, são necessárias novas tecnologias complementares de microusinagem que produzam microcomponentes em múltiplos tipos de materiais, integráveis às diversas escalas de tamanho nos produtos em que forem aplicados, e também que proporcionem uma ampla variedade de geometrias [5].

O desenvolvimento de tecnologias futuras dependerá desses microcomponentes, já que estes possuem um consumo menor de energia e maior transferência de calor, devido à sua alta razão entre superfície e volume.

Porém, transportar o conhecimento já disponível da usinagem convencional para a microusinagem requer o entendimento de certas limitações e dos diferentes fenômenos envolvidos, não sendo possível uma modelagem de processo baseada apenas na redução das escalas das operações [6].

A superfície e as relações entre as medidas envolvidas em escalas menores afetam as respostas e o comportamento dos materiais, devido à sua estrutura e composição, durante as operações de microusinagem.

Muitos dos microprodutos utilizados em equipamentos e implantes médicos, micromoldes, microcomponentes tubulares, entre outros, necessitam de alta qualidade do acabamento superficial. Isso só é possível com a escolha correta e a otimização dos parâmetros de corte [7].

Pesquisas que ajudem a elucidar o comportamento de materiais em micro/nano escalas, além do desenvolvimento de novas máquinas e ferramentas, são ainda necessárias para que a micromanufatura seja aplicada em maior escala.

Também é preciso avançar em relação ao manuseio e inspeção de qualidade que lidem com microescalas, associados à uma otimização dessas cadeias de produção, oferecendo soluções adequadas para estas atividades [8].

## **1.2 Conteúdo dos Capítulos**

O Capítulo 1 é composto de uma breve introdução para contextualização do tema, mostrando a relevância deste trabalho e da pesquisa realizada.



O Capítulo 2 apresenta a revisão da literatura relativa ao tema abordado, buscando estudos que compõe o estado da arte no microfresamento, permitindo a obtenção de conhecimento que servirá de base para o desenvolvimento deste trabalho.

No capítulo seguinte (Capítulo 3) são apresentados os objetivos e uma breve descrição dos métodos que serão utilizados.

No Capítulo 4 está descrito o Planejamento dos Experimentos. Também aborda-se a sequência de operações realizadas nos experimentos, além da descrição dos materiais utilizados na realização dos ensaios.

Em seguida, no Capítulo 5, é realizada a análise dos dados obtidos, cujos resultados são apresentados e discutidos em sequência.

Por fim, são apresentadas as conclusões e considerações finais deste trabalho, no Capítulo 6.

Esta dissertação é finalizada com a sugestão de alguns temas para futuros trabalhos.

## 2 Processo de Microfresamento

Neste capítulo são apresentados alguns conceitos importantes sobre o tema deste trabalho, além de uma revisão dos estudos mais recentes relacionados aos assuntos abordados.

Inicialmente é apresentada uma visão geral sobre os processos de micromanufatura e fatores importantes que influenciam o microfresamento.

Em seguida, são descritos mais detalhadamente alguns desses fatores e seu papel no processo de corte em microescala.

Também foram consultados alguns resultados e conclusões recentes de pesquisas que investigaram os parâmetros e condições de corte nos processos de microusinagem, mais especificamente em relação ao microfresamento.

Na sequência, foram revisados estudos que analisam a qualidade nos processos de microfresamento, enfocando o acabamento e a rugosidade superficial.

Por fim, este capítulo apresenta artigos recentes que tratam da geração de trajetória da ferramenta em microescala.

### 2.1 Micromanufatura

Segundo Brinksmeier, Riemer e Stern [9], a usinagem de precisão pode ser dividida em dois tipos de tecnologias: tecnologias de microssistemas (*Microsystem Technologies - MST*) e tecnologias de microengenharia (*Micro-engineering Technologies - MET*).

Tecnologias de microssistemas são qualificadas para produção de sistemas microeletromecânicos e sistemas micro-ótico-mecânicos, incluindo os processos de litografia UV, microusinagem de silício e o processo desenvolvido na Alemanha chamado LIGA – *Lithographie, Galvanoformung, Abformung* (litografia, galvanoplastia e modelagem).

As tecnologias de microengenharia englobam as produções de componentes, moldes e superfícies microestruturais, todos estes com alta precisão. São utilizados processos de torneamento, fresamento e retificação de precisão. Alguns processos podem também ser classificados como processos com assistência de energia, como

usinagem com feixe de laser, íons ou elétrons e também microusinagem por eletro-erosão [9].

Em seu estudo, Masuzawa [10] descreve diversos métodos disponíveis de micromanufatura, apresentando vantagens e desvantagens de cada um deles. O Quadro 2.1 apresenta uma classificação feita por este autor, segundo a forma de remoção de material para cada um dos métodos apresentados.

Forma de remoção do material	Método
Força	Corte convencional, retífica; USM (Ultrasonic Machining)
Fusão/Vaporização	EDM (Electrical Discharge Machining); LBM (Laser Beam Machining)
Ablação	LBM (Laser Beam Machining)
Dissolução	ECM (Electrochemical Machining)
Deformação plástica	Perfuração, prensa
Solidificação	Moldagem
Laminação	Estereolitografia
Recomposição	Eletroformação

*Quadro 2.1: Principais métodos de microusinagem (Adaptado de [10])*

A usinagem convencional, por meio da remoção mecânica de material, tem permitido que sejam realizadas operações de microusinagem, apoiadas no desenvolvimento de máquinas com alta precisão, tanto de corte como de posicionamento, além da redução nos raios de aresta das ferramentas de corte, permitindo a remoção de camadas bastante reduzidas de material. Entre esses processos destacam-se o microtorneamento e o microfresamento [10].

O método de usinagem por eletro-erosão (EDM) consiste na remoção de material por meio da fusão e/ou vaporização do mesmo utilizando-se descargas elétricas, sendo bastante usada para fabricação de moldes. Existem diversas variações de métodos de micro-EDM, dentre elas a eletro-erosão a fio, capaz de produzir geometrias

convexas de dimensões bastante reduzidas. Este método é utilizado inclusive na fabricação de microfresas.

A usinagem por feixe laser (LBM) também pode realizar operações de microusinagem, sendo o feixe focado em um pequeno ponto. É utilizada principalmente para fabricação de microfuros, porém, devido às características do processo, ocorre resolidificação de material na superfície, ficando este material aderido, prejudicando o acabamento final.

Os processos convencionais de usinagem eletroquímica (ECM) são baseados na dissolução de metal. Em relação às operações de microusinagem, esses métodos são utilizados principalmente na suavização de superfícies metálicas de micro produtos.

No recente estudo de Qin et al. [8] foi feita uma revisão do estado da arte envolvendo as tecnologias acima citadas (microusinagem convencional, EDM, microusinagem laser, entre outros), além de processos híbridos que combinam os diversos métodos disponíveis.

Também foram apresentadas as propostas e resultados de alguns projetos de incentivo ao desenvolvimento de novas tecnologias, como o MASMICRO, da Comissão Europeia, com foco em desenvolvimento de processos de produção em massa relativos à microusinagem. Novas fábricas, ferramentas, sistemas e processos foram desenvolvidos e aplicados à indústria, tendo um impacto bastante positivo na evolução tecnológica da área. No período de duração do projeto (entre 2004 e 2008) foram produzidos cerca de 130 artigos técnicos, os quais relatam os desenvolvimentos tecnológicos produzidos com as pesquisas [8].

Um dos exemplos de desenvolvimento de tecnologia aplicada à micromanufatura foi realizado pela Universidade de Ciências Aplicadas de Colônia, na Alemanha, onde foi desenvolvida uma máquina capaz de produzir componentes tubulares miniaturizados, com diâmetro de 0,8 mm e espessura de até 20  $\mu\text{m}$  (Figura 2.2).



*Figura 2.2: Sistema para micromanufatura de microcomponentes tubulares [8]*

Qin et al. [8] concluem que as pesquisas em micromanufatura devem buscar uma integração com os processos em macro e microescalas, buscando eficiência e qualidade na indústria. Também é necessária uma padronização de materiais, métodos de manufatura e arranjo dos processos dentro das fábricas, com a participação de toda a cadeia de negócios envolvida.

É importante o desenvolvimento de técnicas e equipamentos que permitam uma adequação viável dos processos tradicionais de manufatura para a micromanufatura, por meio de instalações de apoio e equipamentos mais baratos e acessíveis, incentivando sua adoção pelas empresas [8].

## **2.2 Microfresamento**

Recentemente, a grande maioria dos ramos industriais tem visto crescer a demanda por componentes e produtos miniaturizados. Diversas tecnologias já existentes (como o processo LIGA - Litographie, Galvanoformung, Abformung) apresentam certas limitações em relação à produção em massa, materiais que podem ser trabalhados e às geometrias que se pode obter [11].

Segundo Takács, Verö e Mészáros [11], a adaptação dos processos convencionais de remoção de material para escalas micrométricas, principalmente o fresamento, é uma alternativa viável de produção, já que este apresenta uma grande versatilidade em relação às operações de usinagem, permitindo a fabricação de uma ampla gama de micro produtos.

Esse processo apresenta grandes vantagens econômicas e também quanto à flexibilidade dos lotes que podem ser produzidos, sendo necessário o desenvolvimento de ferramentas adequadas para os materiais que se deseja usinar.

Segundo Câmara et al. [12], o microfresamento é uma solução para a fabricação de diversos tipos de componentes (podendo apresentar geometrias tridimensionais) para diversos tipos de materiais, como ligas metálicas, cerâmicas e materiais poliméricos.

Apesar de diversas semelhanças com o processo convencional de fresamento, algumas características específicas surgem com a redução das dimensões envolvidas nas operações. O tamanho e a orientação dos grãos do material usinado, por exemplo, tem influência direta no processo de corte. Muitas vezes o tamanho do grão tem a mesma ordem de grandeza da aresta de corte da fresa.

O desgaste da ferramenta leva a um aumento contínuo das forças de corte e acaba por provocar a sua quebra, sendo importante a escolha da ferramenta correta e dos parâmetros mais adequados de usinagem para prolongar a vida útil da mesma.

A rugosidade superficial do material usinado, por exemplo, está diretamente ligada ao avanço por dente da ferramenta. Para valores muito baixos de avanço não se consegue atingir a espessura mínima de cavaco. Sendo assim, o material não é removido, apenas deformado. O mesmo ocorre quando a profundidade de corte é pequena, ocorrendo apenas a deformação plástica do material, sem a sua remoção efetiva [11].

No microfresamento, o processo de remoção de material é dominado por diferentes fenômenos além do corte, como *ploughing*, *rubbing* e deformações plásticas e elásticas. Isso tem como resultado o aumento da rugosidade superficial e também na formação de rebarbas, sendo esses aspectos uma boa forma de avaliar se os parâmetros de usinagem adotados são adequados [7].

Alguns dos aspectos importantes que devem ser analisados no processo de microfresamento estão apresentados na Figura 2.3, como o material a ser usinado, as ferramentas de corte, além da máquina onde as operações serão realizadas.

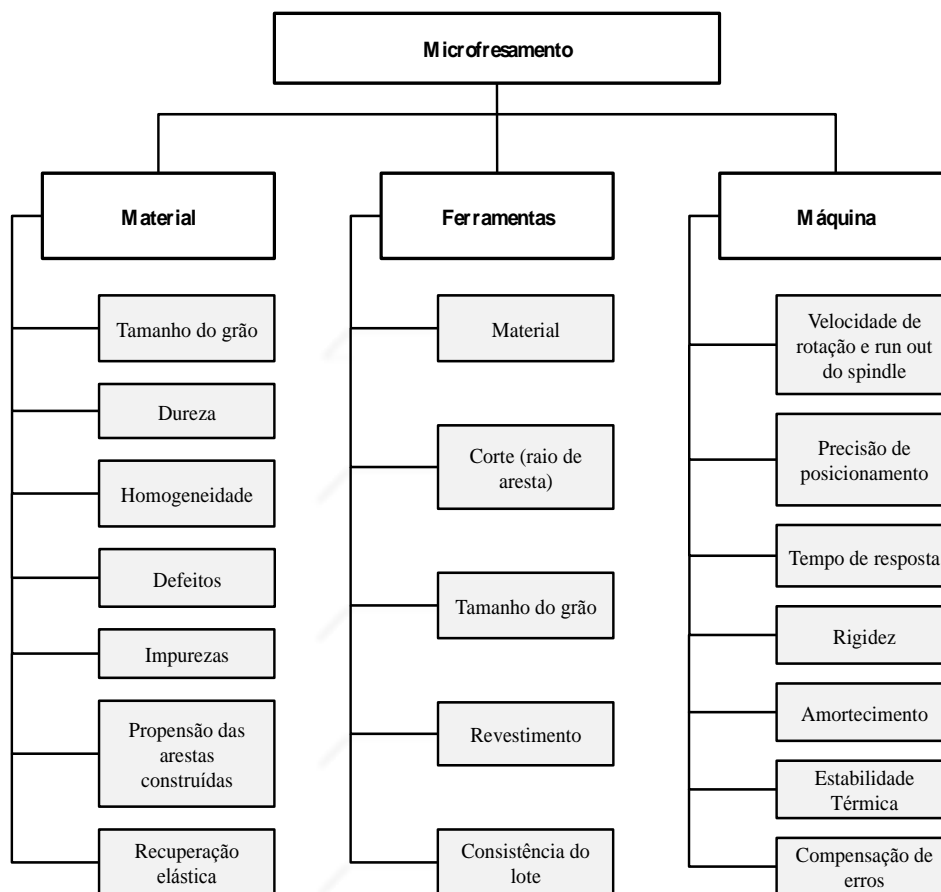


Figura 2.3: Aspectos-chave do microfresamento (Adaptado de [12])

Estes fatores devem ser analisados para que se possa entender a influência deles no resultado final do microfresamento, permitindo a escolha de parâmetros otimizados no planejamento da manufatura.

## 2.3 Alguns fatores que influenciam o microfresamento

### 2.3.1 Ferramentas de corte

A demanda por novas tecnologias de fabricação, especialmente os processos de microusinagem, surge da necessidade de se criar formas complexas em partes tão pequenas, sendo que para isso é necessário o desenvolvimento de ferramentas de corte específicas.

Existem diversos tipos de processos de microusinagem, conforme apresentado anteriormente, proporcionando diversas alternativas para a remoção de material. Essas técnicas buscam substituir o corte mecânico devido à dificuldade em se fabricar as ferramentas com dimensões tão reduzidas, que acabam se quebrando com facilidade durante o corte [2].

A Figura 2.4 mostra a diferença de tamanho entre uma fresa de topo reto de tamanho convencional (6 mm de diâmetro) e outra própria para o microfresamento (200  $\mu\text{m}$  de diâmetro).



*Figura 2.4: Fresa de topo reto de 6 mm de diâmetro (à esquerda) e micro-fresa de 200  $\mu\text{m}$  (à direita) [2]*

Segundo Fleischer et al. [13], a concepção geométrica das microfresas foi sempre baseado na geometria das fresas convencionais, apenas reduzindo-se o tamanho, partindo da premissa que os efeitos do processo de corte no microfresamento são análogos ao processo convencional, diferentemente do que apontam os estudos nesta área em relação ao comportamento das ferramentas.

As tolerâncias no diâmetro e no raio de aresta da microfresa não permitiam que fossem mantidas condições de corte constantes para os avanços de apenas alguns microns. Além disso, muitas vezes apenas uma das arestas da ferramenta realiza o corte efetivamente, causando um aumento do desgaste, das forças de corte



envolvidas e da probabilidade de quebra desta ferramenta. Isso também implica na deterioração da qualidade superficial do material usinado.

É preciso uma compreensão do processo de corte do microfresamento, para que sejam desenvolvidas abordagens tecnológicas para fabricação das ferramentas, levando-se em conta aspectos estruturais e mecânicos para sua otimização [13].

Recentemente houve grande avanço nas tecnologias de fabricação dessas ferramentas, proporcionando técnicas de corte em microescala com a vantagem de obterem-se uma alta taxa de remoção de material e estruturas tridimensionais complexas nas partes usinadas. Ferramentas de micro-corte têm sido fabricadas, como por exemplo, brocas de 10  $\mu\text{m}$  de diâmetro e fresas helicoidais de 30  $\mu\text{m}$  de diâmetro [14].

Em seu estudo, Egashira et al. [14] fabricaram ferramentas de 3  $\mu\text{m}$  de diâmetro, analisando o desempenho de corte delas, visando ampliar o campo de aplicação das mesmas. Este trabalho foi o primeiro a realizar processos de microusinagem utilizando ferramentas de diâmetro tão pequeno até então.

Essas ferramentas foram fabricadas por uma técnica chamada de eletro-erosão a fio (WEDG - *Wire Electro-Discharge Grinding*), semelhante ao processo de EDM, porém com um suporte que guia o eletrodo e adiciona precisão ao processo. A máquina de micro-EDM utilizada possui três eixos com avanço da ordem de 1  $\mu\text{m}$ . O material utilizado foi o metal duro, devido à sua alta dureza e resistência à fratura, características essenciais das ferramentas de corte. Foram fabricadas ferramentas com dois diferentes tamanhos de partículas deste material (0,6  $\mu\text{m}$  e 90 nm), conforme mostra a Figura 2.5.

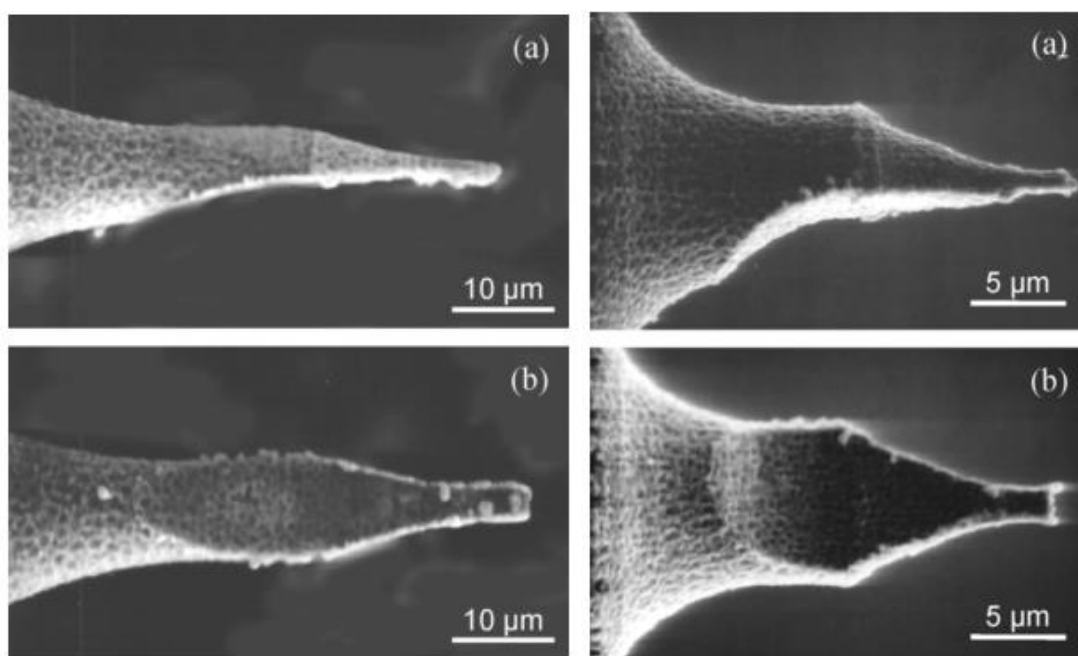


Figura 2.5: Vista frontal (a) e inferior (b) da ferramenta com grão de 0,6  $\mu\text{m}$  (esquerda) e 90 nm (direita) [14]

A análise dos experimentos realizados, em que as microfresas foram submetidas a microusinagem de furos e ranhuras em latão, apontou uma resistência maior das ferramentas constituídas de grãos menores, tendo as de 90 nm uma vida útil maior que as de 0,6  $\mu\text{m}$ .

Embora muitas ferramentas tenham se quebrado durante os testes, principalmente devido às características diferentes de cada uma delas (fruto da dificuldade de se conseguir a mesma geometria para todas), foi possível obter microfuros e fendas de 4  $\mu\text{m}$  de largura e 3  $\mu\text{m}$  de profundidade, em processos de furação e fresamento com velocidade de avanço de 0,15  $\mu\text{m/s}$  para as ferramentas de 0,6  $\mu\text{m}$  de tamanho de grão. Já as ferramentas constituídas de grãos de 90 nm conseguiram realizar furos de 2  $\mu\text{m}$  de profundidade à mesma velocidade, sendo que uma delas realizou 198 furos antes de se quebrar, enquanto o maior número de furos realizados por uma ferramenta cujo grão era de 0,6  $\mu\text{m}$  foi de 35 furos [14].

O desgaste precoce das ferramentas, além da formação de rebarbas, está ligado às características do material usinado. Alguns materiais, como o aço inoxidável austenítico, por possuírem algumas características como alta resistência à corrosão e alta ductibilidade, possuem grande aplicação em campos como a medicina, a indústria automotiva e em equipamentos de medição de alta precisão. A dificuldade em se

usinar este material exige o desenvolvimento de ferramentas específicas para estas condições de corte [15].

O revestimento dessas ferramentas é uma alternativa que pode ser usada para reduzir esse desgaste. Porém, o revestimento deve ser escolhido de forma apropriada para cada tipo de material que se deseja usinar, garantindo que se obtenha um resultado de acabamento dentro dos requisitos desejados.

Biermann, Steiner e Krebs [15] estudaram o comportamento de diversos tipos de revestimento da ferramenta (TiN, AlCrN, CrN, AlTiN, TiAlN) no microfresamento de aço inoxidável austenítico em relação às forças de corte, ao desgaste da ferramenta e à qualidade superficial obtida.

Em relação às forças de corte, concluiu-se que não existe uma influência significativa do revestimento no nível medido dessas forças. Em relação ao desgaste da ferramenta, os revestimentos de TiN e CrN apresentaram um aumento drástico no desgaste da ferramenta, possivelmente devido à reatividade destes com o material usinado. O revestimento se fragmenta durante a usinagem, deixando a aresta de corte exposta, que acaba se desgastando rapidamente devido às características do material usinado. Os revestimentos de AlCrN e de TiAlN apresentaram bons resultados, sem sofrer fragmentação.

Já em relação ao acabamento superficial do material usinado, o resultado obtido pelo revestimento de CrN produziu os piores resultados. Já para a ferramenta revestida com TiAlN, ao contrário do bom resultado em relação ao desgaste, apresentou um resultado ruim, devido à aderência de material à face lateral, que acaba sendo esfregado na superfície recém gerada, causando a deterioração na qualidade da mesma. Para os revestimentos de TiN, AlCrN e AlTiN os resultados foram melhores, devido à menor aderência de material durante o corte [15].

As superfícies geradas podem ser observadas na Figura 2.6.

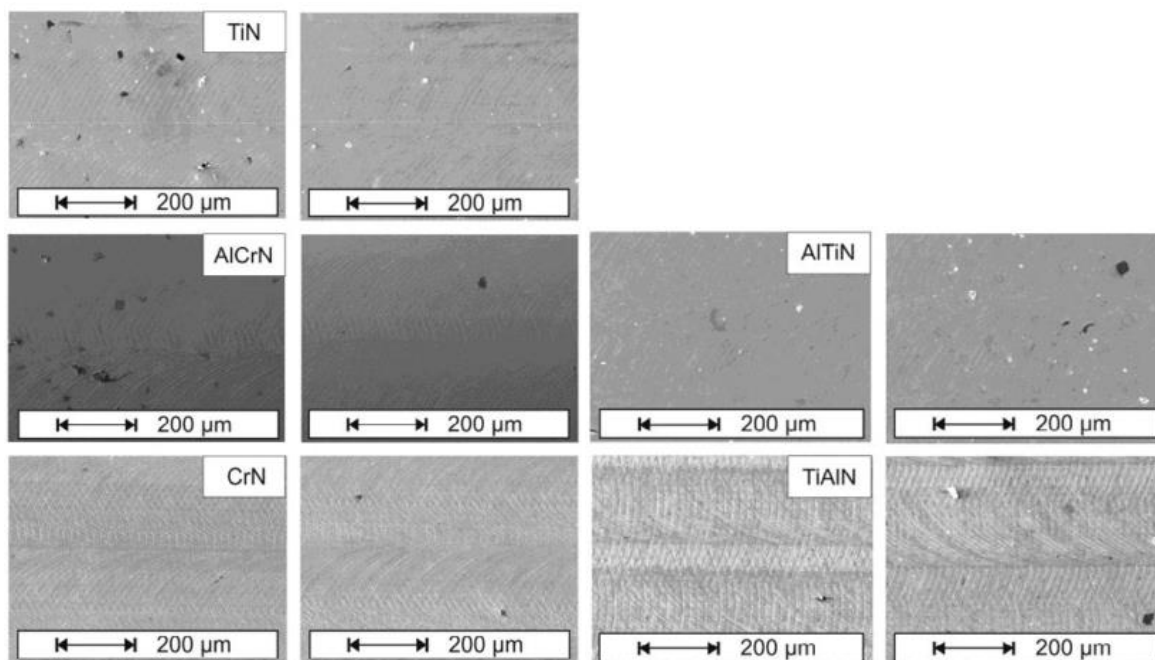


Figura 2.6: Superfícies geradas após usinagem com ferramentas revestidas [15]

Segundo Uhlmann et al. [16], devido às variações no volume de material em contato com a ferramenta durante o corte e diferentes mecanismos de desgaste, a geometria da aresta de corte varia no período de vida útil da ferramenta, sendo o desgaste a principal razão para quebra de microfresas de topo fabricadas em metal duro. Porém, é possível melhorar o desempenho dessas ferramentas com um processo de preparação da aresta de corte.

No processo utilizado e descrito por Uhlmann et al. [16], foram utilizadas ferramentas de 1 mm de diâmetro de metal duro, cujos grãos variavam de 0,8 a 1,3  $\mu\text{m}$ . Essas ferramentas são posicionadas numa máquina que aplica uma rotação entre 50 e 200 rpm, sendo as ferramentas submersas em um meio constituído de material com partículas abrasivas. A interação entre a aresta de corte e o meio gera a remoção do material que constitui a ferramenta, estando o tamanho final do raio da aresta de corte condicionado ao tempo de exposição no meio.

Por meio da análise de diversos ensaios do comportamento de microfresas com arestas de corte preparadas, foi constatada a redução no desgaste das mesmas, sendo que estas ferramentas não apresentam a tendência de craterização no desgaste da aresta. Além disso, as ferramentas submetidas a um processo de preparação da aresta de corte apresentam uma variação muito menor nos resultados, permitindo que o desgaste seja estimado com melhor precisão [16].

### 2.3.2 Fluidos de corte

Nos processos de usinagem, os fluidos de corte têm a função de refrigerar, de lubrificar e facilitar a remoção do cavaco, melhorando a vida útil da ferramenta, o acabamento superficial e a precisão dimensional. Porém, a utilização dos fluidos pode deteriorar a qualidade do ar no chão de fábrica e trazer riscos à saúde, além do aumento dos custos do processo [17].

A aplicação da refrigeração em processos de usinagem é bastante importante já que muitas operações não podem ser conduzidas de forma eficiente sem ela. A alta temperatura gerada na região da aresta de corte da ferramenta exerce influência no desgaste da ferramenta de corte e no atrito entre o cavaco e a própria ferramenta. Estudos apontam que a utilização de fluidos convencionais (à base de minerais) cria sérios problemas técnico-ambientais, poluição devido à dissociação química nas altas temperaturas, problemas biológicos aos operadores, poluição da água e do solo devido à disposição inadequada [18].

O estudo de Lawal, Choudhury e Nukman [18] trata das várias técnicas de lubrificação em processos convencionais de usinagem, mostrando os benefícios e desvantagens destas aplicações, além de um estudo de caso envolvendo o uso de lubrificante à base de óleo vegetal e o método de MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante).

A escolha do método deve levar em conta os efeitos ambientais, na saúde e nos custos do processo. A escolha do MQL é uma boa alternativa devido aos baixos custos em comparação com outros métodos, devido à menor quantidade utilizada de fluido, além de minimizar o número de partículas sólidas lançadas no ambiente do chão de fábrica.

A forma de suprimento do fluido no MQL durante as operações pode ser tanto interna (através de canais construídos dentro da ferramenta) quanto externa. Nas operações de fresamento e torneamento costuma-se usar o suprimento externo de fluido, enquanto nos processos de furação é conveniente utilizar um sistema interno que aplica o fluido no ponto em que se faz necessário, permitindo furos mais profundos com maior velocidade de corte.

A utilização de uma mistura de ar pressurizado com o fluido, utilizando-se um dispositivo misturador, também permite que se reduza a concentração do fluido no ar e a redução dos custos de material (fluido) utilizado.

O uso de lubrificantes à base de óleo vegetal, sem aditivos, mostrou que eles são melhores do que os lubrificantes à base mineral em relação ao desgaste e à fricção, deformação e resistência à fadiga [18].

O trabalho conclui que o método MQL é adequado para diversas operações de usinagem, além de permitir uma ampla variedade no material a ser usinado e também da ferramenta de corte. A avaliação da aplicação do lubrificante à base de óleo vegetal utilizando-se método MQL mostrou que houve melhora em 31,6% em relação às operações de corte a seco e com excesso de lubrificante; a integridade da superfície da liga de titânio utilizada não mostrou alteração em relação à utilização do método de MQL e os métodos de lubrificação convencionais; houve redução do desgaste da ferramenta de cerca de 60% em relação ao corte a seco para os diversos avanços utilizados, mostrando uma grande vantagem para o método MQL [18].

Ainda para processos convencionais de usinagem, Li e Lin [19] analisaram a rugosidade superficial e a vida útil da ferramenta comparando-se a usinagem a seco com a usinagem utilizando-se o método MQL, para diversos parâmetros de lubrificação.

Os resultados experimentais mostraram que se obtém um melhor resultado em relação à rugosidade superficial com a utilização do MQL. Não houve grande variação na rugosidade superficial sob as condições do MQL variando-se o avanço e a velocidade de corte.

Para avanços acima de 0,5  $\mu\text{m}/\text{rot}$  foram observados poucos riscos na superfície usando MQL, enquanto que para a usinagem a seco apareceram riscos para todos os valores de avanço, indicando um melhor acabamento superficial com o uso do MQL.

Os resultados também mostram que a utilização do MQL aumenta a vida útil da ferramenta, neste caso em até 7 vezes em relação a usinagem a seco e em 5 vezes em relação à lubrificação com ar somente. A combinação inadequada de fluido e ar também pode gerar impactos negativos na rugosidade superficial e na vida útil da ferramenta [19].

Já para os processos de microusinagem, Li e Chou [17] realizaram um estudo comparativo entre o microfresamento a seco e utilizando a Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), verificando os impactos no desgaste da ferramenta de corte e na qualidade superficial.

Foram utilizadas fresas de topo reto de 600  $\mu\text{m}$  de diâmetro para microfresamento de canais em aço, variando-se a rotação do eixo-árvore (20.000, 30.000 e 40.000 rpm) e o avanço (1,0, 1,5 e 2,0  $\mu\text{m}/\text{rotação}$ ).

Observou-se que a vida útil da ferramenta diminui com a redução do avanço, diferentemente do que ocorre no processo convencional de fresamento, tanto com o uso do fluido de corte como para a usinagem a seco, conforme pode ser visto na Figura 2.7. Porém, o desgaste é analisado em relação ao comprimento de corte, sendo que para avanços menores o tempo em que a ferramenta está exposta ao corte é maior.

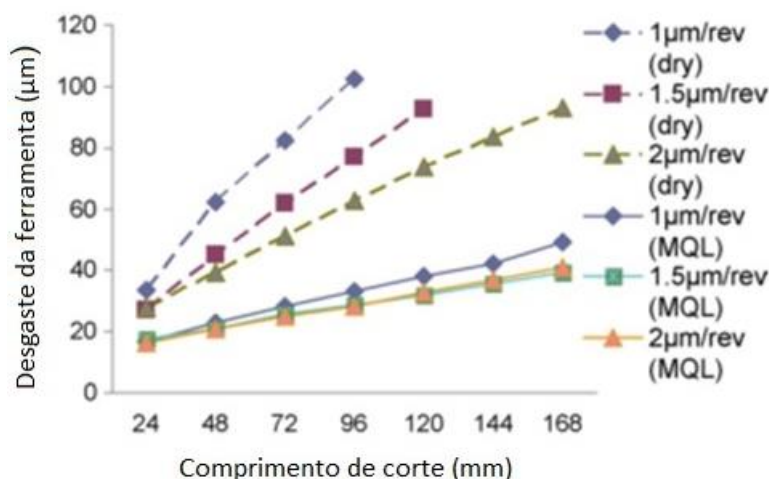


Figura 2.7: Desgaste da aresta de corte em função do comprimento de corte para usinagem a seco e MQL (rotação do eixo-árvore igual a 30.000 rpm) [17]

A rugosidade superficial sob as condições de MQL não apresenta variação significativa para os avanços utilizados. Já na usinagem a seco, a rugosidade superficial aumenta com o aumento do comprimento de corte, para todos os avanços.

Em relação às rebarbas, todos os testes de corte sob as condições de MQL formam-se apenas pequenas rebarbas. Foi deduzido que a formação diminuta de rebarbas ocorre devido ao menor desgaste da ferramenta na usinagem com MQL.

A conclusão do estudo de Li e Chou [17] mostra que a Mínima Quantidade de Lubrificante ajuda a reduzir o desgaste da aresta de corte da ferramenta em aproximadamente 60% quando comparado ao desgaste da usinagem a seco. A

utilização do fluido de corte também melhora a qualidade superficial, diminuindo a rugosidade.

A pequena quantidade de óleo a 1,88 ml/h aplicada nos ensaios é suficiente para este propósito, sendo que a utilização apenas de ar não melhora a vida útil da ferramenta. Foi observado também que a utilização de 40 l/min de ar para a mistura é eficaz para estes ensaios [17].

### **2.3.3 Material da peça**

Com a redução do tamanho da ferramenta, reduz-se também as dimensões e o volume do material removido, porém o tamanho do grão do material mantém o mesmo. No fresamento convencional, o cavaco que se forma compreende um grande número de grãos. Já no microfresamento, muitas vezes o cavaco que se forma tem a espessura de apenas um grão do material que está sendo usinado. Quando essa interação com apenas um grão ocorre, as forças de corte envolvidas variam de forma drástica, dependendo da orientação de cada grão [2].

Segundo Bissacco, Hansen e De Chiffre [2], a escolha de materiais com o menor tamanho de grão possível e com alta homogeneidade, traz benefícios para o processo de microfresamento.

O processo de remoção de material no microfresamento torna a interação entre a aresta de corte da ferramenta e o material usinado um fator preponderante nos resultados obtidos. A microestrutura do material usinado pode ter influência significativa nesta interação, modificando as condições de corte. Os efeitos das propriedades do material no mecanismo de corte também exercem grande influência neste processo. Materiais com composições semelhantes podem apresentar comportamentos diferentes durante o microfresamento quando o tamanho dos grãos é diferente. Muitas vezes o volume de material removido durante a usinagem é comparado ao tamanho dos próprios grãos, tornando o acabamento superficial bastante dependente da sua microestrutura [20].

Recentemente, tem havido grande esforço no desenvolvimento de materiais com grãos ultrafinos, melhorando o comportamento mecânico e a uniformidade desses materiais [21].

Segundo Popov et al. [20], a textura cristalina do material pode levar a variações na espessura do cavaco, além de variações no ângulo de corte grão-a-grão. A existência



de defeitos na estrutura cristalina afeta diretamente as condições de corte para os materiais metálicos. O refinamento da estrutura do material pode tornar as condições de corte mais favoráveis.

Em seu estudo, Popov et al. [20] realizaram experimentos com liga de alumínio (Al 5083) com diferentes microestruturas. O material bruto foi submetido a dois processos de modificação estrutural, sendo o primeiro o endurecimento convencional por extrusão e o segundo para obtenção de estrutura ultrafina dos grãos.

Foram realizadas operações de microfresamento com estratégias apropriadas, utilizando-se o material bruto e os dois materiais modificados, sendo então analisada a integridade superficial de cada um deles. O estudo apontou que o refinamento da microestrutura dos materiais pode melhorar de forma significativa a integridade superficial das microestruturas usinadas.

A rugosidade superficial é extremamente dependente do tamanho de grão do material, sendo possível melhorá-la significativamente com a redução do tamanho dos grãos para a liga de alumínio utilizada nos experimentos. A estrutura cristalina do material, utilizada de forma favorável em relação à direção do corte, também pode contribuir para a diminuição da rugosidade superficial, porém não na mesma proporção do refinamento dos grãos [20].

Segundo Komatsu et al. [21], diversos estudos comprovam melhores resultados no microfresamento de materiais com grãos ultrafinos, principalmente em relação ao acabamento superficial e à formação de rebarbas.

A formação de rebarbas pode ser diminuída com a redução no tamanho dos grãos do material. Essa formação ocorre devido às variações nas forças de corte na saída da ferramenta.

A Figura 2.8 mostra a diferença entre uma liga de aço carbono composta por grãos de tamanho normal e outra composta por grãos ultrafinos.

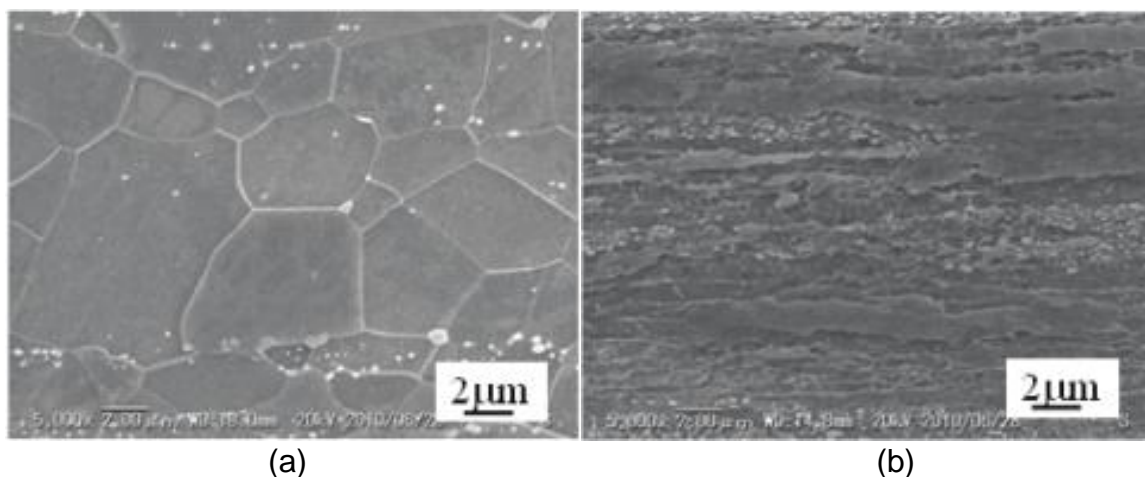


Figura 2.8: Micro-estrutura do aço carbono (a) tamanho normal do grão; (b) grão ultra-fino [21]

Para o tamanho normal de grão do aço, ocorre uma redução brusca na componente da força de corte no eixo “x”, alterando o ângulo de corte e ocasionando a formação de rebarbas maiores. No material com grãos ultra-finos essa redução ocorre de forma gradual, resultando em rebarbas menores. A formação da rebarba está relacionada com a diminuição da componente no eixo “x”, já que o ângulo de corte muda de positivo para negativo na parte final durante a saída da ferramenta, impedindo a remoção do material na forma de cavaco [21].

## 2.4 Condições de corte no microfresamento

Os parâmetros de usinagem influenciam de forma direta as forças de corte no microfresamento, dentre eles, a velocidade de corte ( $v_c$ ), o avanço por dente ( $f_z$ ), a profundidade de corte ( $a_p$ ) e a largura de corte ( $a_e$ ) [22].

Na escala convencional, Ferraresi [23] apresenta definições para cada um desses parâmetros, além de definir os movimentos de corte e avanço. As definições<sup>1</sup> estão relacionadas abaixo:

- a) O movimento de corte é definido como o movimento entre a peça e a ferramenta, o qual, sem o movimento de avanço, origina somente uma única remoção de cavaco, durante uma volta ou curso;

<sup>1</sup> As abreviaturas para os parâmetros de corte adotadas neste trabalho seguem os artigos utilizados como referência, estando diferentes nas definições apresentadas por Ferraresi [23].

- b) O movimento de avanço é o movimento entre a peça e a ferramenta que, juntamente com o movimento de corte, origina um levantamento repetido ou contínuo de cavaco, durante várias revoluções ou cursos;
- c) A velocidade de corte ( $v_c$ ) é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante, segundo a direção e sentido de corte;
- d) A profundidade de corte ( $a_p$ ) é a profundidade de penetração da aresta principal de corte numa direção perpendicular ao plano de trabalho (plano que contém as direções de corte e de avanço);
- e) A largura de corte ( $a_e$ ) ou espessura de penetração, é a espessura de corte em cada curso ou revolução, medida no plano de trabalho e numa direção perpendicular à direção de avanço;
- f) O avanço por dente ( $f_z$ ) é o percurso de avanço de cada dente da ferramenta, medido na direção do avanço dela, correspondendo à geração de duas superfícies de corte consecutivas [23].

Esses parâmetros também são utilizados no microfresamento, sendo os valores desses parâmetros adotados de acordo com a estratégia escolhida, buscando atender os requisitos de um determinado processo ou produto.

Utilizar estratégias mais agressivas de corte, com valores maiores dos parâmetros de corte, pode aumentar a produtividade do processo. No entanto, isso implica em forças de corte maiores, que podem danificar o material usinado, assim como as ferramentas de corte utilizadas. A utilização de parâmetros de forma mais conservadora diminui as forças de corte, mas também pode levar o processo a não atingir a espessura mínima do cavaco, levando ao predomínio do efeito de *ploughing*, deformando o material sem cortá-lo efetivamente. Além disso, parâmetros mais seguros acabam aumentando o tempo de usinagem [22].

#### **2.4.1 Influência dos parâmetros de corte no microfresamento**

As novas tecnologias de microusinagem utilizando micro-ferramentas tem apresentando um rápido desenvolvimento recentemente. Porém, para que este processo seja eficiente e com alta taxa de produtividade é necessário que as velocidades de corte e de avanço atinjam valores semelhantes aos da macrousinagem.

Diversos estudos mostram a utilização de rotações entre 7.500 rpm até 150.000 rpm em processos de microusinagem. Porém o diâmetro reduzido das micro-ferramentas utilizadas (geralmente entre 50  $\mu\text{m}$  e 500  $\mu\text{m}$ ) limitam as velocidades atingidas no ponto de corte, sendo que esses valores são muito menores do que os exigidos para um processo de corte eficiente [24].

Segundo Mian, Driver e Mativenga [25] a velocidade de corte e a razão entre a espessura do cavaco e o raio da aresta de corte tem um efeito significativo na rugosidade superficial no microfresamento.

Foram realizados testes de microusinagem em liga de níquel utilizando-se microfresas de 500  $\mu\text{m}$  de diâmetro, tanto revestidas com TiAlN e sem revestimento. Concluiu-se que a velocidade de corte é a variável mais significativa na intensidade de diferentes mecanismos na microusinagem, dentre eles o efeito de tamanho (descrito posteriormente neste trabalho). Além da razão entre o avanço por dente e o raio da aresta de corte, a velocidade de corte é um fator dominante que deve ser controlado para a otimização do processo [25].

Em seu estudo, Jahanmir [24] analisou o efeito da velocidade de corte na integridade superficial e na formação de rebarbas no microfresamento em alta velocidade de uma liga de alumínio. Para atingir as altas rotações desejadas (acima de 300.000 rpm) foi utilizado um eixo-árvore cujo rotor era impulsionado por turbina de ar e com rolamentos especiais, chegando a rotações de até 700.000 rpm em testes realizados sem a ferramenta de corte.

Foram usinados uma série de perfis quadrados no alumínio utilizando-se microfresas de três diâmetros diferentes. Para a fresa de topo reto de 300  $\mu\text{m}$  foi utilizado um avanço de 40 mm/min e uma profundidade de corte de 62,5  $\mu\text{m}$ , sendo realizados quatro passes. Foram utilizadas rotações de 150.000 rpm e 250.000 rpm, sendo que para o primeiro valor, próximo ao valor recomendado, foram obtidos a melhor geometria e menor formação de rebarbas, como mostra a Figura 2.9.

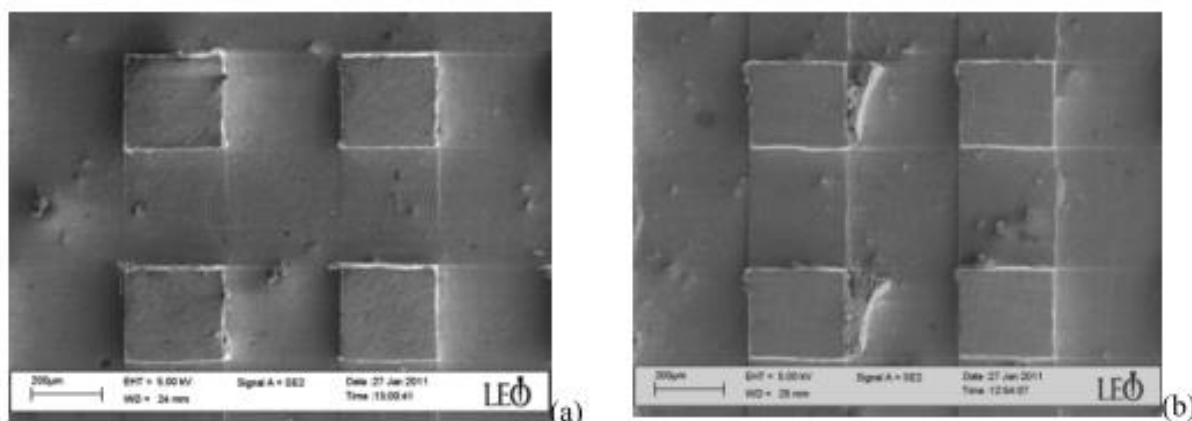


Figura 2.9: Microusinagem com fresa de 300  $\mu\text{m}$  – (a) 150.000 rpm; (b) 250.000 rpm [24]

Já para a fresa de 100  $\mu\text{m}$  de diâmetro, foi utilizado um avanço de 76 mm/min e profundidade de corte de 5  $\mu\text{m}$ , variando-se a rotação entre 150.000 rpm e 350.000 rpm, em trinta passes. A usinagem em 350.000 rpm, próximo do valor recomendado, não apresentou rebarbas, sendo que para valores menores foram observadas algumas.

Para a fresa de 50  $\mu\text{m}$  de diâmetro, os valores utilizados foram: rotação de 250.000 rpm e 300.000 rpm; avanço de 40 mm/min; profundidade de corte de 8  $\mu\text{m}$ , em 15 passes. A formação de rebarbas foi um pouco maior para o valor mais alto de rotação, como mostra a Figura 2.10.

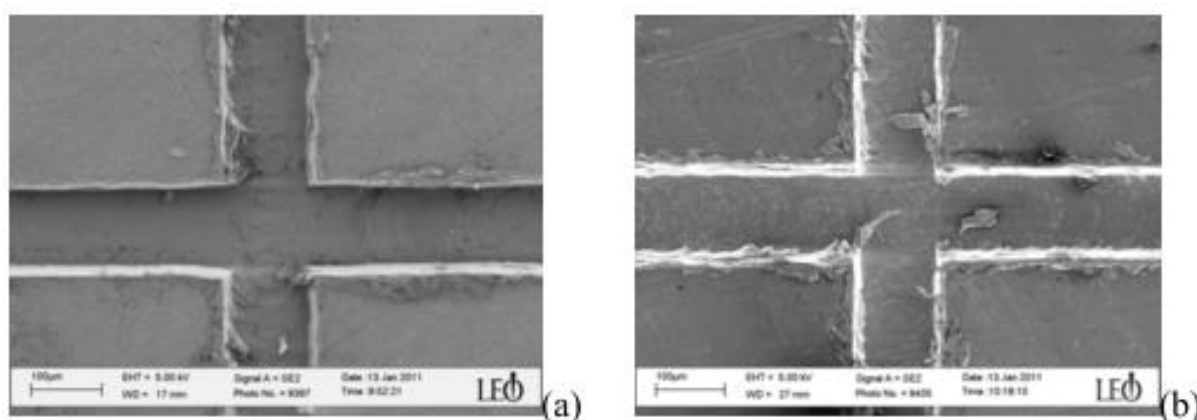


Figura 2.10: Microusinagem com fresa de 50  $\mu\text{m}$  – (a) 250.000 rpm; (b) 300.000 rpm [24]

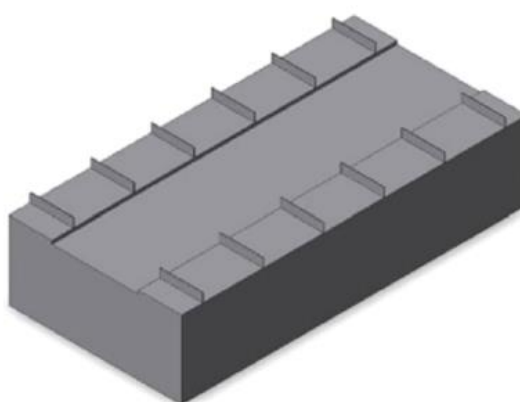
Foi concluído que, embora tenham sido utilizadas ferramentas de diâmetros diferentes para diferentes condições de corte, os melhores resultados são obtidos quando a

rotação é próxima ao valor recomendado e a profundidade de corte é maior. O aumento da rotação em relação aos valores recomendados e a diminuição na espessura de corte produzem pior acabamento superficial, possivelmente devido ao desgaste da ferramenta [24].

No estudo de Wang, Kweon e Yang [26] foi estudada a influência de alguns parâmetros de corte na rugosidade superficial na usinagem de latão. Os parâmetros investigados foram o diâmetro da ferramenta, a profundidade de corte, a velocidade de corte e a velocidade de avanço, sendo utilizados três níveis para cada um deles no planejamento dos experimentos.

Foi constatado que a rugosidade superficial aumenta linearmente com o aumento do diâmetro da ferramenta e com a velocidade de corte. Também verificou-se a influência do avanço quando os outros parâmetros são mantidos constantes. Outros fatores também se mostraram bastante significativos, como a rigidez das ferramentas, que possui maior influência do que o avanço devido à magnitude dos parâmetros utilizados. A vibração causada pela alta rotação do eixo-árvore também contribuiu para o aumento da rugosidade superficial [26].

Li et al. [22] analisaram a influência dos parâmetros de corte nas forças de corte durante o microfresamento de aço ferramenta para obtenção de geometrias em que a espessura é bem menor do que a altura e a largura, conforme mostra a Figura 2.11.



*Figura 2.11: Modelo CAD da peça usinada [22]*

Para o microfresamento discordante (quando a velocidade de corte tem sentido oposto ao avanço da ferramenta), foi constatado um aumento significativo das forças

de corte com o aumento da largura de corte ( $a_e$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ ). O efeito do aumento da largura de corte foi ainda maior do que o do avanço por dente, mostrando que este valor deve ser escolhido de forma apropriada para a usinagem deste tipo de geometria. Em relação à profundidade de corte ( $a_p$ ), foi observado que o aumento deste parâmetro não provocou um aumento significativo na intensidade das forças de corte, indicando que ele pode ser aumentado, dentro de uma pequena margem, para melhorar a produtividade sem alterar a qualidade da peça usinada [22].

No microfresamento concordante (quando a velocidade de corte e o avanço tem o mesmo sentido), as forças de corte aumentam com o aumento dos três parâmetros de corte analisados (largura, profundidade e avanço), sendo o efeito do aumento da largura de corte o mais significativo [22].

Embora a intensidade das forças de corte seja menor com a diminuição da largura de corte, deve-se escolher um valor que garanta que a espessura mínima de cavaco seja atingida, evitando que o efeito de *ploughing* torne-se dominante [22].

Biermann et al. [27] realizaram uma investigação experimental sobre a usinabilidade de aço ferramenta com microfresas de topo revestidas, variando-se a profundidade de corte (de 0,01 a 0,04 mm), a largura de corte (de 0,2 a 0,6 mm) e avanço por dente (de 0,01 a 0,04 mm) na usinagem de cavidades. A velocidade de corte foi mantida constante em 130 m/min.

A análise das forças de corte mostrou grande influência da profundidade de corte no aumento da intensidade das forças. A largura de corte e o avanço por dente tem pequena influência nas forças de corte para valores baixos e médios da faixa em que foi variada a profundidade de corte. Dentro dessa faixa de valor da profundidade de corte, é possível ajustar o valor da largura de corte para valores um pouco maiores sem que isso aumente de forma significativa as forças de corte [27].

É importante que se estabeleça a relação adequada entre os valores de avanço por dente e largura de corte da ferramenta em operações de desbaste e usinagem de cavidades, proporcionando resultados mais eficientes nos quesitos produtividade e vida útil da ferramenta.

Oliaei e Karpát [28] realizaram experimentos de microfresamento em aço inoxidável abordando essas questões. Foram utilizadas fresas de topo reto de 0,8 mm de diâmetro cujas arestas de corte mediam de 2 a 3  $\mu\text{m}$ , mantendo-se constantes a rotação do eixo-árvore ( $N = 15000$  rpm) e a profundidade de corte ( $a_p = 0,16\text{mm}$ ).

Os valores de avanço por dente e largura de corte foram variados em 3 níveis, sendo os valores de avanço por dente iguais a 2, 4 e 6  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e de largura de corte ( $a_e$ ) iguais a 20, 60 e 80% do diâmetro da ferramenta. Para cada uma das combinações desses valores foram usinadas 6 cavidades, sendo que após a usinagem de cada uma delas foi medido o diâmetro da ferramenta para que fosse observado o desgaste das mesmas [28].

As combinações de valores baixos tanto para avanço por dente como também para largura de corte apresentaram os piores resultados de usinagem. Aumentando-se os valores do avanço por dente, foi observada a redução no desgaste da ferramenta. Utilizando-se o valor de 60% do diâmetro da ferramenta para a largura de corte foram observados desempenhos similares para todos os valores de avanço em relação ao desgaste. Já para 80%, o desempenho atingiu um pico para 4  $\mu\text{m}/\text{dente}$  de avanço, tendo diminuído quando utilizado o valor de 6  $\mu\text{m}/\text{dente}$  [28].

Os resultados apontaram que, para cada valor de largura de corte escolhida, existe um valor mais adequado de avanço por dente, sendo necessário o estudo para determinação do mesmo [28].

#### **2.4.2 Outros fatores determinantes nas condições de corte**

O processo de microfresamento é bastante complexo e as operações de corte podem ser definidas de forma bastante variada. Isto gera grande interesse em relação ao estudo dos fatores que influenciam a geração das superfícies usinadas.

A rugosidade superficial depende de diversos fatores, como por exemplo, as condições de corte e parâmetros utilizados (geometria da aresta de corte, velocidade do eixo-árvore, profundidade de corte, avanço, entre outras), estratégias de corte, dilatação e recuperação elástica do material, além do desgaste da ferramenta [2].

No estudo realizado por Afazov et al. [29] foram revistos os diversos trabalhos existentes sobre como as condições de corte afetam as operações de microfresamento. Entre essas condições, estão o raio da aresta de corte e seu desgaste; a espessura mínima do cavaco e qualidade superficial; as forças de corte; o efeito do tamanho nas operações; vibrações; e a dinâmica das ferramentas de microfresamento.

As ferramentas de corte para operações de microfresamento tem atingido diâmetros inferiores a 30  $\mu\text{m}$ , tendo como objetivo principal a diminuição do raio da aresta de



corte. O aumento no raio da aresta de corte leva a um aumento nas forças de corte. A formação adequada de cavaco também está relacionada com fatores como o raio da aresta, a velocidade de corte e a interação entre a ferramenta e o material [29].

Afazov et al. [29] propõe um modelo avançado de previsão das forças de corte no microfresamento baseada no desgaste da ferramenta, levando-se em conta o ângulo de posição de corte e o pré-aquecimento do material usinado. As forças foram comparadas com resultados experimentais para duas condições de corte e quatro raios de aresta em diferentes estágios de desgaste da ferramenta.

Obteve-se uma boa correlação entre o modelo e as forças medidas experimentalmente. O ângulo de posição de  $0^\circ$  resultou em forças maiores e menor limite de estabilidade comparado ao ângulo de  $8^\circ$ , sendo o aumento das forças de corte e diminuição dos limites de estabilidade mais significantes para raios de aresta menores e maiores espessuras. O modelo também apresentou resultados indicando um aumento dos limites de estabilidade para materiais pré-aquecidos a  $600^\circ\text{C}$ , devido à diminuição da dureza do material e das forças de corte [29]).

Para que seja melhorado o desempenho do microfresamento deve-se aumentar a razão entre a espessura do cavaco e o raio da aresta de corte. Devido à dificuldade em se diminuir o raio da aresta de corte de ferramentas com diâmetros tão pequenos, uma alternativa é o aumento do avanço por dente [2].

Embora isso diminua a rugosidade superficial e também a formação de rebarbas, ocorre um aumento nas forças de corte durante usinagem, ocasionando a flexão da ferramenta. Porém, apesar do aumento das forças totais, o aumento da razão espessura do cavaco e raio da aresta de corte pode promover um ângulo de saída mais favorável, melhorando a geometria do material removido e reduzindo as forças de corte específicas [2].

Estudos anteriores foram realizados para analisar a influência da vibração do eixo-árvore na topografia da superfície gerada, porém os efeitos envolvidos na dinâmica do eixo-árvore ainda não são completamente entendidos [30].

O estudo de Zhang e To [30], estabelece um modelo especializado de como as forças de corte intermitentes são afetadas, baseados em seu trabalho anterior que propunha um modelo dinâmico com cinco graus de liberdade para vibração do eixo-árvore de mancal aerostático no torneamento de alta precisão.

A ferramenta remove material superficial uma vez por revolução, chamada de corte intermitente, sendo o tempo de contato eficiente bastante curto. As forças de corte intermitentes aplicadas ao eixo-árvore são idealizadas como as excitações impulsivas, cujas respostas acontecem de forma distinta para cada vibração particular do eixo-árvore. Os resultados obtidos mostram que aparecem respostas impulsivas periódicas, gerando assim padrões superficiais [30].

As soluções matemáticas permitem uma potencial abordagem e embasamento teórico para investigação dos efeitos de uma vibração particular do eixo-árvore na geração de superfícies para aplicações práticas e previsão dos resultados para otimização da usinagem. Essas soluções suportam teoricamente que os padrões irregulares que aparecem na superfície são decorrentes das forças intermitentes de corte induzidas pela vibração do eixo-árvore [30].

## **2.5 Efeitos do microfresamento**

### **2.5.1 Formação do cavaco**

Para o macrofresamento, Ferraresi [23] descreve o processo de formação do cavaco como um fenômeno periódico, sendo alternadas uma fase de recalque e uma de escorregamento do material removido, para condições normais de usinagem. Essa periodicidade pode ser constatada pela medição da variação da frequência e da amplitude na variação da intensidade da força de corte. A formação do cavaco ocorre devido à penetração da ferramenta na peça, sendo uma porção do material que a constitui recalcada contra a superfície de saída da ferramenta. Essa porção sofre deformação plástica, que aumenta gradativamente até que as tensões de cisalhamento aumentem e causem o deslizamento desse material.

Com o movimento contínuo da ferramenta de corte sobre o material usinado, ocorre a ruptura dessa região cisalhada, formando o cavaco. As características do material (dúctil ou frágil) influenciam no tipo de cavaco formado. Para os materiais dúcteis, a ruptura ocorre próxima à aresta de corte, formando o cavaco contínuo. Já para os materiais frágeis, ocorre a formação do cavaco de cisalhamento ou de ruptura.

Durante o escorregamento do material, outra região do material passa a sofrer cisalhamento e outra porção do material passa também a se formar e deslizar, repetindo o fenômeno anterior [23].

Segundo Chae, Park e Freiheit [6], grande parte das abordagens de macrousinagem não se aplicam para a microescala. Em relação ao corte e remoção de material, as interações entre a ferramenta e o material usinado apresentam um comportamento bastante distinto na microescala, devido aos efeitos de deformação (efeito de *ploughing*) quando são usinadas espessuras tão finas. Além disso, para espessuras de cavaco tão pequenas, o processo de corte pode ser tornar bastante instável, prejudicando o resultado do processo. O efeito de *ploughing* está descrito de forma mais detalhada posteriormente neste capítulo.

Quando a profundidade de corte não atinge um valor mínimo, o cavaco acaba não se formando, ocorrendo a deformação sem a remoção de material efetivamente. Assim, que a espessura de corte se aproxima da espessura mínima de cavaco, o material começa a ser removido, porém ainda ocorre certa deformação elástica do material. Somente para valores acima da espessura mínima de cavaco é que toda a profundidade de corte é removida na forma de cavaco, com a redução significativa do fenômeno de deformação elástica [6].

A espessura mínima de cavaco está relacionada com raio da aresta de corte, além das características do material que se deseja usinar. Mesmo sabendo-se a medida da aresta de corte, determinar e medir a espessura mínima de cavaco não é tão simples. Porém, é importante determinar a espessura mínima de cavaco antes do início do processo de corte na microusinagem, para que esta condição seja satisfeita e a remoção do material ocorra da forma esperada [6].

O estudo de Ji et al. [31] analisa detalhadamente as forças de corte ao longo da interface ferramenta/cavaco durante a usinagem nanométrica de monocristais de cobre com ferramentas de diamante, verificando os efeitos do ângulo de inclinação da ferramenta e profundidade de corte.

A análise dos resultados mostrou que a formação de cavaco, deformação sub-superficial e suavidade da superfície usinada varia com os diferentes ângulos de inclinação da ferramenta.

Os autores concluem que a força normal aumenta consistentemente ao longo da interface ferramenta/cavaco quando um ângulo de inclinação mais negativo é usado.

O aumento da profundidade de corte aumenta a força normal ao longo da interface, mas não necessariamente aumenta a força [31].

### **2.5.2 Efeito de escala (*size effect*)**

O efeito de escala tem como característica um aumento não-linear na energia consumida para remoção por unidade de volume do material usinado com a diminuição da espessura de corte [25].

Isso ocorre devido à ordem de magnitude da espessura do material removido ser equivalente ao raio da aresta de corte da ferramenta e, muitas vezes, do tamanho do grão que constitui a microestrutura do material usinado [25].

Esse fenômeno é observado na microusinagem de um grande número de materiais diferentes e sob diversas condições de corte, sendo importante entender o papel desse efeito para que se possa compreender e modelar as operações nessa escala [32]

Segundo Lai et al. [33], o efeito de escala é uma das características mais significativas das operações de fresamento em microescala, sendo que várias pesquisas têm sido conduzidas na área para buscar compreendê-lo.

Algumas das possíveis causas desse efeito são o aumento da energia específica de corte e das forças de corte com a diminuição da espessura do cavaco; o aumento da temperatura da interface ferramenta/cavaco; o escoamento plástico do material na camada sub-superficial. Além disso, estudos apontam para um efeito de tamanho também em relação às propriedades dos materiais em níveis micrométricos, devido ao aumento da resistência deles [33].

Segundo Karpal [32], a literatura apresenta diversas explicações relacionando o efeito de escala com os mecanismos de aumento da resistência dos materiais, como a diminuição de defeitos na microestrutura e o aumento da taxa de deformação do material na zona de corte.

Em seu estudo, Lai et al. [33] concluíram que o efeito de escala na microusinagem é causado pelo efeito de tamanho nas propriedades dos materiais em níveis micrométricos. Também foi concluído com base nos experimentos realizados que a energia de corte específica aumenta bastante com a diminuição na espessura do cavaco, devido ao aparecimento do efeito de *ploughing*.

Bissacco, Hansen e De Chiffre [34] investigaram o efeito de escala na geração de superfícies para identificar o comportamento diferente na microescala em relação à usinagem convencional. Os valores dos parâmetros de corte foram reduzidos proporcionalmente à medida do diâmetro da ferramenta. Os parâmetros utilizados nos experimentos foram o diâmetro da ferramenta, o avanço por dente, a velocidade de corte e a inclinação angular da superfície.

Foram utilizadas fresas de ponta esférica de quatro diâmetros diferentes, entre 6 mm (fresamento convencional) e 200  $\mu\text{m}$  (microfresamento). O material usinado foi o aço inoxidável de 58 HRC de dureza, cujo tamanho de grão era em média de 5  $\mu\text{m}$ , buscando minimizar a razão entre o tamanho do grão e a espessura do cavaco.

A análise dos resultados experimentais mostrou que a redução de escala nesse processo apresenta um aumento relativo da amplitude dos parâmetros de superfície analisados, apontando para uma evidência analítica da presença do efeito de tamanho na geração da superfície no microfresamento. Além disso foram observados efeitos relacionados ao aumento da razão entre o raio da aresta de corte e da espessura do cavaco, sendo um dos deles relacionado à geometria da ferramenta, que causa o acúmulo de material plasticamente deformado na superfície, e a adesão de material na própria ferramenta, formando pequenas ondas superficiais na direção de avanço [34].

### **2.5.3 Efeito de *ploughing***

Apesar do microfresamento possuir diversas vantagens em relação a outros métodos de fabricação de microcomponentes e micropeças, o tamanho reduzido das microfresas gera alguns problemas que influenciam seu desempenho.

A diminuição da resistência da ferramenta devido ao diâmetro reduzido, exige um menor avanço por dente para evitar a deflexão ou até mesmo a quebra da ferramenta. No entanto, essa redução do diâmetro da ferramenta não acontece de forma proporcional no raio da aresta de corte, devido à dificuldade em se fabricar essa geometria em escalas tão pequenas.

Isso provoca o aumento do chamado efeito de *ploughing*, quando a ferramenta arrasta o material ao invés de cortá-lo, provocando deformações plásticas e elásticas, mas sem que o cavaco seja formado [35].

Na usinagem em microescala, é necessário que o cavaco seja maior do que um valor crítico (espessura mínima de cavaco) para que o material seja de fato removido. A aresta de corte não inicia o corte propriamente dito até que esse valor mínimo de espessura seja atingido.

Quando essa espessura é inferior ao valor crítico, ocorre uma deformação elástica e não há remoção de material. Acima desse valor crítico, o fenômeno de deformação elástica diminui sensivelmente, sendo o material contido na profundidade de corte removido na forma de cavaco [6].

A Figura 2.12 mostra a representação dos casos em que existe a formação de cavaco e a remoção efetiva do material e também da situação em que ocorre apenas deformação.

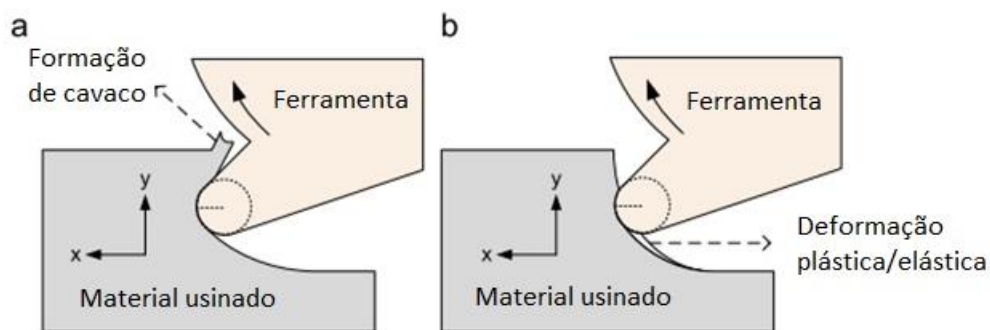


Figura 2.12: Diagrama esquemático da interação ferramenta-peça; (a) corte normal e (b) *ploughing* (Adaptado de [35])

O efeito de *ploughing*, além de resultar em pior acabamento superficial da peça usinada, também pode diminuir a vida útil da ferramenta e prejudicar a estabilidade do processo de microfresamento.

Para que este efeito seja evitado, é necessário determinar a espessura mínima do cavaco para a qual o cavaco é formado e removido pela aresta de corte, evitando que ocorra apenas a deformação. A determinação do valor correto do avanço por dente para que seja atingida a espessura mínima do cavaco é essencial para que se obtenha os resultados esperados [35].

Aramcharoen e Mativenga [36] analisaram o efeito da razão entre a espessura do cavaco formado e o raio da aresta de corte da ferramenta usada, verificando como

isto afeta as forças de corte, acabamento superficial e formação de rebarbas na microusinagem de aço endurecido H13. Os resultados mostraram que a razão descrita acima é um parâmetro crítico a ser controlado na microusinagem deste tipo de aço.

A qualidade superficial é melhor quando a espessura do cavaco formado tem a mesma magnitude do raio da ferramenta, sendo essa a melhor alternativa para se obter também rebarbas de tamanho aceitável. A geometria da aresta de corte também influencia a qualidade superficial, sendo que arestas arredondadas ou no formato de chanfros apresentam melhores resultados finais [36].

Segundo Vázquez et al. [37], para que o processo de corte no microfresamento seja estável, é necessário que o avanço por dente seja de pelo menos 30% em relação ao raio da aresta de corte. Se o avanço for inferior, o efeito de *ploughing* torna-se dominante.

Os ângulos de entrada e saída da aresta de corte da ferramenta no material a ser cortado também devem ser levados em conta para a diminuição da região em que ocorre o efeito de *ploughing* antes do início da remoção efetiva do material [38].

#### **2.5.4 Vida útil da ferramenta**

Segundo Ferraresi [23], denomina-se vida da ferramenta o tempo que a mesma trabalha efetivamente (descontando-se os tempos passivos) até perder sua capacidade de corte). A perda da capacidade de corte geralmente é avaliada por meio de um determinado grau de desgaste.

Alguns fatores podem indicar a necessidade de substituição da ferramenta, como um desgaste excessivo da superfície de saída podendo levar à quebra do gume de corte, o acabamento superficial insatisfatório da peça usinada, o aumento das forças de corte que podem interferir na usinagem e no funcionamento da máquina, entre outros.

A vida da ferramenta é geralmente expressa em minutos, mas também pode ser medida como o percurso de corte ou percurso de avanço correspondente [23].

A dificuldade em se prever com precisão a vida útil da ferramenta e as quebras prematuras são uma das maiores preocupações nas operações de microusinagem com corte mecânico.

O desgaste da ferramenta é bastante conhecido na usinagem convencional, porém para o microfresamento é necessário entender seus mecanismos devido ao tamanho

reduzido da ferramenta e das dimensões envolvidas, cujos efeitos não podem ser desprezados [39]

No microfresamento, as taxas de remoção de material e as forças de corte são muito menores quando comparadas ao fresamento convencional. Para operações em macroescala, um pequeno desgaste na aresta de corte pode levar a um aumento percentual nas forças de corte relativamente pequeno. Já na microescala, um pequeno desgaste pode diminuir a aresta de corte pela metade, ocasionando um aumento muito mais significativo das forças de corte. O formato do cavaco gerado também tem influência direta nesse mecanismo, devido à interface de contato entre os materiais tanto da ferramenta como do material usinado [39]

Segundo Rahman, Senthil Kumar e Prakash [39], esse aumento de forças leva ao aumento da deflexão da ferramenta que, juntamente com a perda da geometria da aresta de corte devido a esse desgaste acaba por deteriorar a qualidade da peça usinada. O desgaste também pode ocorrer de forma não uniforme nas diferentes arestas de corte, ocasionando variações bruscas nas forças de corte, levando à diminuição na vida útil da ferramenta.

Romanus et al. [40] estudaram a relação entre o desgaste da ferramenta e a qualidade superficial obtida em função do comprimento de corte ao qual a ferramenta de corte é submetida. O material escolhido foi o óxido de zircônio ( $ZrO_2$ ), no qual foram microfresados diversos canais de 11 mm, sendo verificada a qualidade superficial e o desgaste da ferramenta após a usinagem de cada um deles. Foram utilizadas fresas de 1 mm de diâmetro. As fresas cBN não eram revestidas enquanto as fresas de metal duro possuíam três tipos diferentes de revestimento (microgrãos de diamante, nanogrãos de diamante e carbono duro).

Os resultados observados mostraram que a ferramenta revestida com nanogrãos de diamante teve o melhor desempenho. Para os parâmetros de corte utilizados ( $a_p = 4 \mu\text{m}$ ;  $f_z = 3 \mu\text{m}$  e  $v_c = 120 \text{ m/min}$ ), foi obtida uma rugosidade abaixo de 60 nm para mais de 2 m de percurso de usinagem. O desgaste da ferramenta ocorre de forma progressiva, com a delaminação da cobertura.

A ferramenta cBN, para os parâmetros utilizados ( $a_p = 10 \mu\text{m}$ ;  $f_z = 2-10 \mu\text{m}$  e  $v_c = 60 \text{ m/min}$ ), obteve 150 nm de rugosidade e um comprimento de corte acumulado máximo de 341 mm, sendo a adesão do óxido de zircônio na ferramenta o maior causador do desgaste. Já o revestimento de carbono duro não se mostrou adequado, ocorrendo a quebra da ferramenta após 66 mm de comprimento de corte [40].



Segundo Rodríguez e Labarga [38], observações experimentais apontam que, para o fresamento convencional, os valores de excentricidade da ferramenta são da ordem de alguns microns, normalmente inferior aos valores de avanço por dente. No caso do microfresamento, no entanto, esses valores influenciam significativamente na espessura do cavaco e na intensidade das forças de corte, devendo ser levados em conta. Os modelos de previsão de forças de corte no microfresamento devem levar em conta a excentricidade da ferramenta, pois a magnitude desses valores é da mesma ordem do avanço por dente.

Devido ao pequeno diâmetro da haste, as ferramentas utilizadas no microfresamento apresentam baixa resistência à deflexão e tendem a deformar devido às forças que aparecem durante o corte do material. Essa deformação causa também mudanças de trajetória da ferramenta, sendo que isso influi na espessura do cavaco pois ela está diretamente ligada ao caminho percorrido por dois dentes consecutivos. Isso pode fazer com que a ferramenta apresenta um desvio adicional de posicionamento que também deve ser levado em conta [38].

Na construção de um modelo preciso de previsão de forças, a espessura do cavaco deve ter seu valor calculado em cada posição da ferramenta dentro da trajetória estabelecida para usinagem, já que as forças atuando em cada um dos dentes determinam a posição seguinte da ferramenta e conseqüentemente a espessura do cavaco [38].

### **2.5.5 Formação de rebarbas**

A grande maioria das aplicações dos componentes microusinados, como nas áreas da ótica, eletrônica, medicina, dispositivos biomédicos, comunicação e aviação possuem requisitos relacionados à qualidade superficial e acabamento. As rebarbas geradas durante o corte são indesejadas, porém inevitáveis, devidos às características do processo de fresamento, onde o material sofre escoamento com o contato mecânico entre ele e a ferramenta. Esse fenômeno também está presente nas operações em microescala [41].

Essas rebarbas prejudicam o uso posterior do material usinado, por exemplo no encaixe desses componentes durante processos de montagem. Além disso, podem representar risco de ferimentos durante o manuseio das peças. Portanto, é importante que sejam aplicados processos posteriores à usinagem para que estas rebarbas

sejam removidas. Esses processos, no entanto, podem acabar aumentando o custo total da fabricação [41].

A remoção dessas rebarbas decorrentes da microusinagem é muito mais difícil comparando-se com a macrousinagem, sendo necessários estudos devido à importância dessa questão no processo [42].

Em seu estudo, Lekkala et al. [42] realizaram a caracterização experimental da formação de rebarbas para diferentes materiais e propuseram um modelo experimental para prever a altura da rebarba nas operações de microfresamento. O experimento foi feito variando-se parâmetros como velocidade do eixo-árvore, avanço, profundidade de corte, entre outros, tendo como variáveis de resposta a altura e a espessura da rebarba, sendo realizados em torno CNC com precisão de 1  $\mu\text{m}$  e fresas de metal duro com 300  $\mu\text{m}$  e 400  $\mu\text{m}$  de diâmetro.

Foi concluído que com o aumento do avanço diminui-se a altura da rebarba. Também o aumento no diâmetro da ferramenta leva a uma diminuição da altura da rebarba. O modelo teórico proposto no trabalho tem uma precisão que variou entre 0,65% a 25% na previsão da altura da rebarba [42].

Nos processos de microfresamento existe grande deformação plástica ao redor da aresta de corte da ferramenta. As rebarbas que se formam quando a aresta de corte deixa a superfície que está sendo usinada são chamadas de rebarbas de saída. Também se formam rebarbas laterais no processo de corte ortogonal, também conhecidas como rebarbas de *Poisson*. Em relação às rebarbas que aparecem nas partes superiores das paredes laterais dos canais usinados no microfresamento, estas são menores nas paredes de entrada do que nas paredes de saída, devido à ação do cavaco sendo formado no corte [43].

A Figura 2.13 mostra as rebarbas que se formam no material usinado durante o processo de microfresamento.

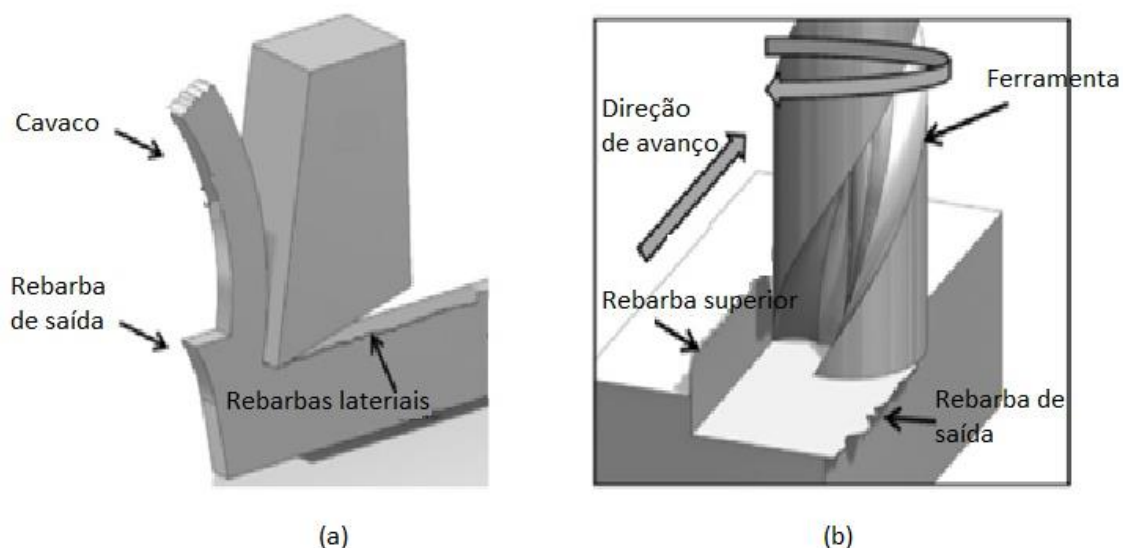


Figura 2.13: Formação de rebarbas (a) rebarbas de saída e laterais no corte ortogonal; (b) rebarbas superiores e de saída no microfresamento (Adaptado de [43])

A remoção dessas rebarbas, no entanto, pode causar danos aos resultados obtidos nas partes usinadas. Embora existam alguns métodos que realizam o acabamento e removem essas rebarbas, algumas mudanças nos parâmetros do processo podem diminuir a formação das mesmas, entre eles, a diminuição da profundidade de corte, aumento da velocidade de corte, usar maiores ângulos de inclinação das ferramentas. Outra forma de reduzir a formação de rebarbas é reforçar a borda da superfície do material onde a aresta de corte sairá, melhorando a resistência à deformação plástica. Isso pode ser feito aumentando-se o ângulo de inclinação da aresta acima de  $90^\circ$ , sendo que se observa pouca ou nenhuma formação de rebarbas para ângulos próximos de  $150^\circ$  [43].

No trabalho de Saptaji, Subbiah e Dhupia [43], foi investigado o efeito do fortalecimento da aresta aumentando-se o ângulo da aresta das paredes laterais dos canais microusinados. Esse fortalecimento foi realizado de duas formas diferentes, por meio da mudança da geometria da superfície de trabalho e da introdução de uma ponta cônica na ferramenta de corte.

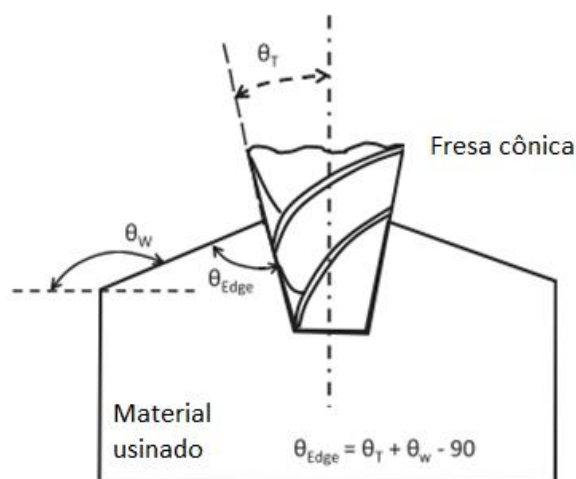


Figura 2.14: Ângulo de trabalho ( $\theta_w$ ), ângulo da ferramenta ( $\theta_T$ ) e ângulo da aresta ( $\theta_{edge}$ ) [43]

A conclusão do estudo foi que tanto o ângulo das arestas como o ângulo do cone da ferramenta (Figura 2.14) afetam a formação da rebarba, sendo a combinação dos maiores ângulos tanto das arestas como da ferramenta a que produz o melhor resultado (menor formação de rebarbas). Com o aumento do ângulo da aresta lateral há diminuição na quantidade de rebarba formada para todos os ângulos de ponta da ferramenta. O uso da ponta cônica na ferramenta é uma técnica possível para se evitar a formação de rebarbas superiores, podendo evitar a necessidade de processos posteriores para eliminá-las [43].

O estudo de Aziz, Ohnishi e Onikura [44] teve como foco o processo de furação na microusinagem. Foi desenvolvida uma nova ferramenta, como mostra a Figura 2.15, capaz de realizar tanto a furação como também o acabamento do furo em apenas uma etapa. Também foi observada a influência da vibração ultrassônica na microfuração em relação às rebarbas formadas.

A microferramenta é composta de uma broca chata (90  $\mu\text{m}$  de diâmetro) que realiza a remoção do material e também uma parte galvanizada de diâmetro um pouco maior (100  $\mu\text{m}$ ) que realiza o rebarbamento e polimento do furo.

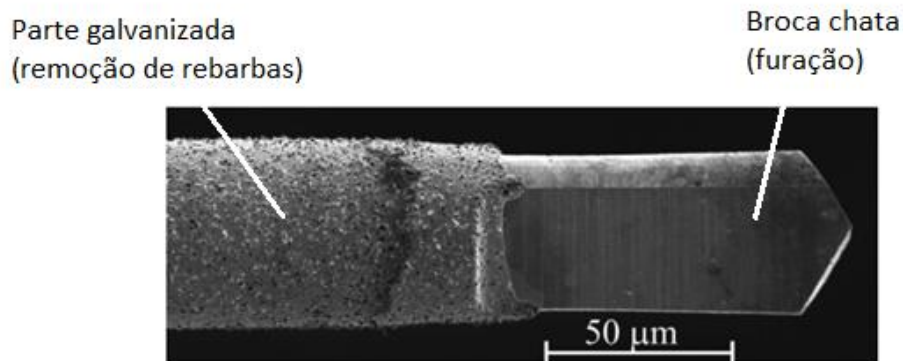


Figura 2.15: Microferramenta composta fabricada [44]

As etapas de furação e acabamento acontecem sequencialmente e removem a rebarba tanto na entrada quanto na saída do furo. A ferramenta é composta de grãos ultrafinos de metal duro com diâmetro médio dos grãos de 90 nm. Foram fabricadas ferramentas com três diferentes ângulos de ponta ( $100^\circ$ ,  $118^\circ$  e  $130^\circ$ ).

A análise dos resultados mostrou que a aplicação da vibração ultrassônica durante a furação gera rebarbas com menor largura e altura quando comparadas à usinagem convencional, pois reduz a força de extrusão entre a ferramenta e o material usinado. Em relação ao ângulo de ponta, ângulos maiores reduzem o tamanho das rebarbas, porém sofrem maior resistência ao corte, gerando um desgaste maior da ferramenta. Na saída do furo, o ângulo de ponta maior gera menos rebarbas por distribuir mais uniformemente a tensão elástica, de forma diferente de ângulos menores que concentram essa tensão no centro, gerando rebarbas maiores [44].

A conclusão do trabalho mostrou ser possível a fabricação de uma ferramenta composta para furação e acabamento, diminuindo a formação de rebarbas. A aplicação da vibração ultrassônica também melhorou o desempenho do processo, reduzindo a deformação plástica e aumentando a performance da ferramenta.

A Figura 2.16 apresenta a diferença entre as rebarbas formadas na entrada do furo usinado utilizando-se uma broca helicoidal tradicional e a ferramenta desenvolvida no estudo.

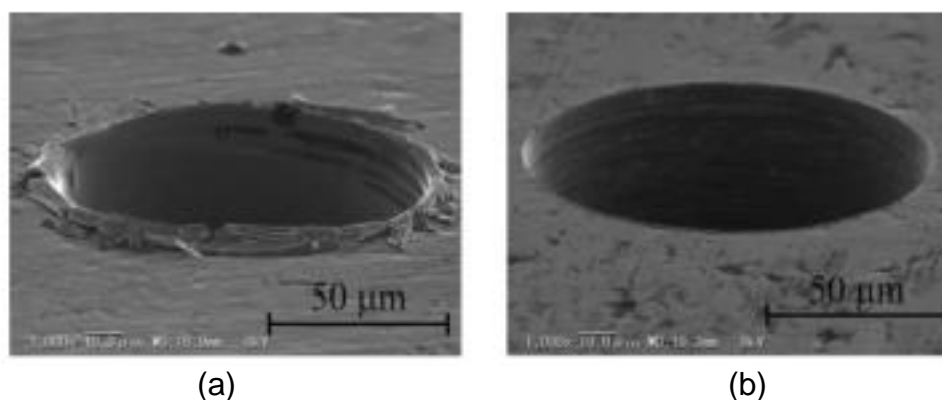


Figura 2.16: Rebarbas na entrada do furo usinado (a) broca helicoidal convencional; (b) ferramenta composta [44]

Em relação ao melhor ângulo de ponta, a ferramenta com  $118^\circ$  foi a que obteve melhores resultados em relação às outras após a usinagem de 600 furos, devido à formação de rebarbas menores e mais uniformes. A ferramenta de  $130^\circ$  teve performance melhor até 200 furos, com rebarbas menores, porém teve desgaste excessivo após esse tempo de uso [44].

O processo de remoção de rebarbas é essencial para que os produtos microusinados atinjam suas tolerâncias especificadas, sendo este processo bastante difícil de se realizar devido ao tamanho reduzido das operações envolvidas. Um processo que previna ou minimize a formação de rebarba sem aumentar os custos de usinagem é essencial para permitir a viabilidade da aplicação da microusinagem [44].

Para os processos convencionais de fresamento, existem diversas técnicas disponíveis para a remoção dessas rebarbas. Já para o microfresamento, a remoção dessas rebarbas torna-se mais difícil, pois o tamanho delas muitas vezes é da mesma ordem dos elementos usinados (canais, furos, entre outros). A utilização de métodos convencionais para remoção das rebarbas pode causar danos ao material usinado, principalmente nos elementos de pequenas dimensões, prejudicando o desempenho durante sua aplicação. Por isso, a escolha de parâmetros adequados de usinagem contribui para a redução do tamanho das rebarbas no microfresamento, melhorando a qualidade do produto final [41].

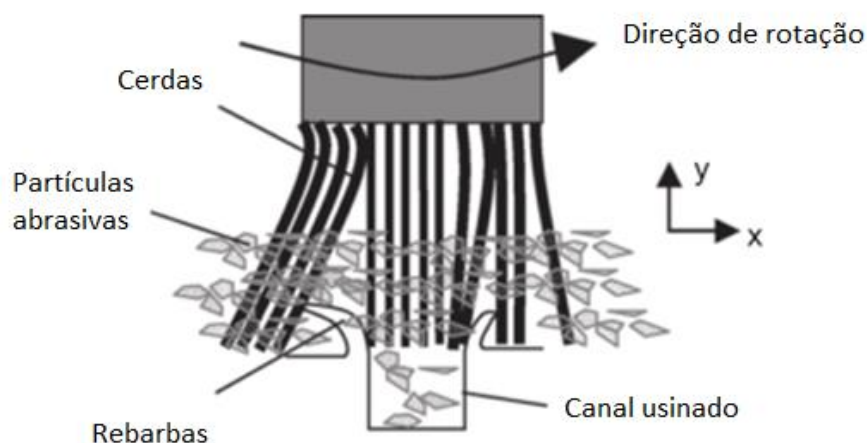
Em seu estudo, Jeong et al. [41] apresentaram um método de remoção de rebarbas por micro-eletro-erosão. Pelo fato de não haver contato mecânico entre a ferramenta e a peça usinada, o método proposto mostrou-se bastante eficaz, mesmo para materiais de maior dureza. O processo pode ser controlado, removendo seletivamente

as rebarbas. As rebarbas próximas à ferramenta são removidas sem causar maiores danos aos elementos usinados. Sendo assim, o método proposto pode ser utilizado como uma solução para melhorar o acabamento superficial no processo de microfresamento.

A diminuição na quantidade de rebarbas geradas na microusinagem pode ser obtida com processos posteriores de acabamento, mas também pela modificação dos parâmetros de processo, reduzindo a formação delas. Alguns desses parâmetros que podem influenciar na formação das rebarbas são o planejamento da trajetória da ferramenta, a geometria da ponta da ferramenta de corte e o ângulo de saída, além da escolha mais adequada do avanço e das velocidades de corte. A escolha correta desses parâmetros pode evitar a formação dessas rebarbas ou removê-las ainda durante o processo de corte do material [45].

Em seu estudo, Mathai e Melkote [45] apresentam um método simples para rebarbação de peças microusinadas em aço ferramenta e cobre, utilizando-se um pincel com cerdas de nylon e partículas abrasivas aplicadas aos canais usinados, sendo o pincel rotacionado na velocidade do eixo-árvore. Esse método também possui a vantagem de utilizar a mesma máquina-ferramenta onde foi usinada a micropeça.

A Figura 2.17 mostra uma representação do pincel e das partículas utilizadas.



*Figura 2.17: Esquema do processo de rebarbação com pincel e partículas abrasivas (Adaptado de [45])*

Foram estudados os efeitos da rotação do eixo-árvore, do tamanho e tipo das partículas abrasivas na taxa de redução da altura das rebarbas. As velocidades

escolhidas foram 5.000 rpm, 10.000 rpm e 15.000 rpm. As partículas abrasivas escolhidas foram o carbetto de silício e o diamante. Foram escolhidos dois tamanhos diferentes para cada uma das partículas, sendo de 3  $\mu\text{m}$  e 1,25  $\mu\text{m}$  para o carbetto de silício e 3  $\mu\text{m}$  e 1  $\mu\text{m}$  para o diamante [45].

Concluiu-se que a taxa de redução na altura das rebarbas é proporcional ao tamanho inicial das mesmas, para as condições escolhidas. As rebarbas se curvam ou quebram na metade da altura inicial. A taxa de remoção aumenta com a velocidade de rotação do eixo-árvore e para partículas de diamante. Não foram observadas evidências da influência do tamanho das partículas abrasivas. O estudo mostrou que o método de rebarbação apresentado pode reduzir as rebarbas em poucos minutos, além de melhorar o acabamento superficial [45].

## 2.6 Qualidade Superficial

As novas tecnologias têm exigido que os componentes manufaturados tenham qualidade superior e aumento de seu desempenho funcional. Esse desempenho funcional de materiais manufaturados por meio de processos de remoção de material é bastante influenciado pela qualidade e confiabilidade das superfícies produzidas, tanto em relação à sua topografia mas também no que diz respeito ao estado metalúrgico e mecânico das camadas logo abaixo da superfície [46].

Estudos têm sido realizados nos últimos anos para compreender a natureza das alterações na superfície e camadas inferiores produzidas pelos diversos processos de remoção de materiais. Isso permite o desenvolvimento de novos materiais que suportem condições mais severas de esforço e condições ambientais adversas, mantendo o desempenho e aumentando a resistência e durabilidade desses componentes [46].

Segundo Ferraresi [23], a qualidade das superfícies das peças é caracterizada pelo acabamento obtido na usinagem e pelas propriedades físicas e mecânicas na região da superfície.

Alguns fatores podem influenciar nessas propriedades, entre eles a pressão da ferramenta contra a peça; o atrito da superfície de incidência da ferramenta com a peça; o atrito interno do metal na região de deformação plástica; calor gerado no processo de corte; fenômenos específicos do processo de formação de cavaco; vibração da ferramenta e máquina. Isto pode acarretar uma série de irregularidades



geométricas, além da modificação da estrutura cristalográfica da camada superficial. Em determinados metais pode ocorrer também alterações na composição química, como a descarbonetação de alguns tipos de aço [23].

### 2.6.1 Rugosidade superficial

A rugosidade superficial é um indicador bastante usado na avaliação da qualidade de um produto, podendo também ser um requisito para determinados produtos que podem ter seu desempenho influenciado pelas características de suas superfícies.

A NBR ISO 4287:2002 [47] apresenta diversas definições e parâmetros que devem ser utilizados para caracterização dos perfis superficiais (rugosidade, ondulação e perfil primário). O perfil superficial é o resultado da interseção da superfície real e um plano específico, sendo normalmente utilizado um plano cujo vetor normal é paralelo à superfície estudada, como mostra a Figura 2.18.

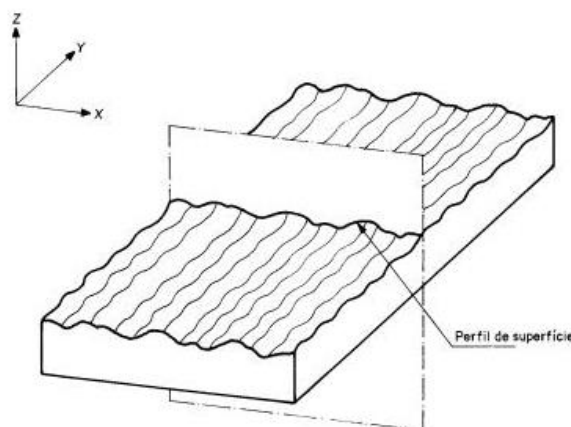


Figura 2.18: Perfil superficial (NBR ISO 4287:2002) [47]

A norma estabelece que os parâmetros de rugosidade são determinados como desvios em relação à linha média de perfil, sendo a linha média também definida de acordo com o tipo de perfil (rugosidade, ondulação e perfil primário).

São definidos diversos parâmetros de rugosidade, dentre eles os parâmetros de rugosidade máxima ( $R_z$ ) e média ( $R_a$ ).

Segundo a norma NBR ISO 4287:2002 [47], o parâmetro  $R_z$  corresponde a altura máxima do perfil de rugosidade, sendo obtido pela soma da altura máxima dos picos

do perfil ( $Z_p$ ) e a maior profundidade dos vales do perfil ( $Z_v$ ). A figura 2.19 apresenta a determinação do parâmetro  $R_z$  para um determinado perfil de rugosidade. Neste caso, o parâmetro  $R_z$  é obtido pela soma da altura  $Z_{p6}$  com a profundidade  $Z_{v2}$ .

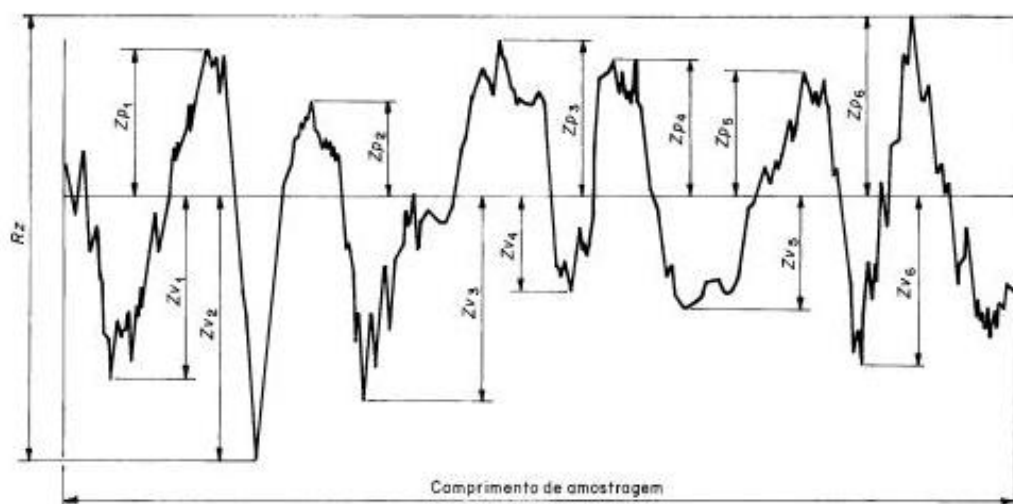


Figura 2.19: Perfil de rugosidade para determinação de  $R_z$  (NBR ISO 4287:2002) [47]

Já o parâmetro  $R_a$  é definido como a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas  $Z(x)$  no comprimento de amostragem [47].

Embora a rugosidade superficial tenha sido bastante estudada no processo convencional de fresamento, ela ainda precisa ser investigada quando se trabalha em escalas micrométricas. O fresamento de alta precisão é uma tecnologia de manufatura emergente, capaz de produzir superfícies com acabamento nanométrico, da ordem de 10 nm, e que não necessita de processos posteriores [48].

Para que se obtenha resultados tão precisos é necessário a escolha certa de condições e estratégias adequadas das operações de corte. Devido à diferente mecânica envolvida nessa técnica, os fatores que devem ser analisados são mais complicados em comparação ao torneamento de alta precisão e também ao fresamento tradicional [48]

No trabalho de Cheng et al. [48], foi realizada uma análise teórica e experimental da geração de superfícies com precisão nanométrica utilizando-se a técnica de fresamento de alta precisão. Por meio da análise dos modelos teóricos, foi desenvolvido um sistema de otimização para os parâmetros do processo, com valores dentro de uma faixa pré-definida e utilizando-se diferentes estratégias de corte para se

obter a menor rugosidade superficial. Para verificar a confiabilidade do modelo, foram feitas simulações e operações de corte experimentais em ligas de alumínio e cobre, concluindo-se que o modelo proposto prevê bem as tendências de rugosidade para as variadas combinações de condições e estratégias de corte (Figura 2.20).

A rugosidade superficial aumenta substancialmente quando se aumenta o avanço na estratégia de corte horizontal e de maneira mais suave na estratégia vertical. Também se verificou que a melhor combinação entre o avanço e o raio da aresta de corte da ferramenta resulta em melhor acabamento para a mesma estratégia.

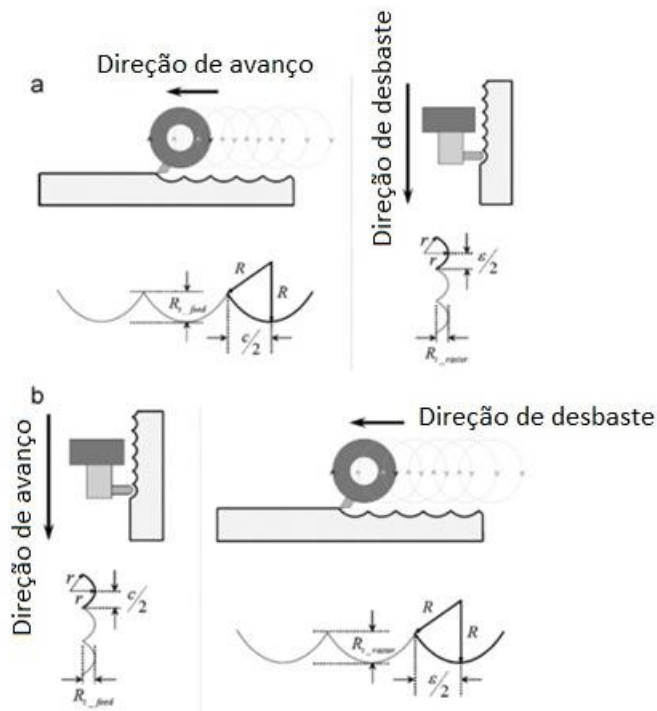


Figura 2.20: Alturas máximas na superfície na direção de avanço e na direção de desbaste (a) corte horizontal (b) corte vertical [48]

A utilização do modelo para previsão dos parâmetros evita um número excessivo de testes para que sejam determinadas as condições ótimas do processo de fresamento de alta precisão [48].

## 2.6.2 Influência dos parâmetros e condições de corte na rugosidade superficial

As microferramentas utilizados nos processos de microfresamento e seu desempenho durante a usinagem influenciam diretamente na qualidade superficial. Devido ao diâmetro reduzido, o desgaste da ferramenta aumenta proporcionalmente ao seu volume, comparando-se com os processos convencionais, acarretando mudanças nas características do processo, como a rugosidade superficial, forças de corte, desempenho, entre outras [49].

Outro fator que influencia significativamente a superfície da peça usinada no microfresamento é a razão entre a espessura do cavaco e o raio da aresta de corte. O baixo valor dessa razão faz com que o material seja empurrado e não cortado, deformando a superfície ao invés de remover o material. Esse efeito também pode ocorrer no fresamento convencional em macroescala, porém no microfresamento ele ocorre de forma mais prolongada e numa extensão maior, causando um desgaste maior da ferramenta. Esse volume de cavaco não cortado se mantém aderido à superfície, assemelhando-se a rebarbas, aumentando a rugosidade superficial do material [2].

A Figura 2.21 apresenta uma superfície usinada em aço ferramenta com dureza de 58HRC, utilizando-se uma fresa de topo esférica de 200  $\mu\text{m}$  de diâmetro. É possível notar uma grande quantidade de material deformado plasticamente ao lado do caminho percorrido pela ferramenta na direção do avanço.

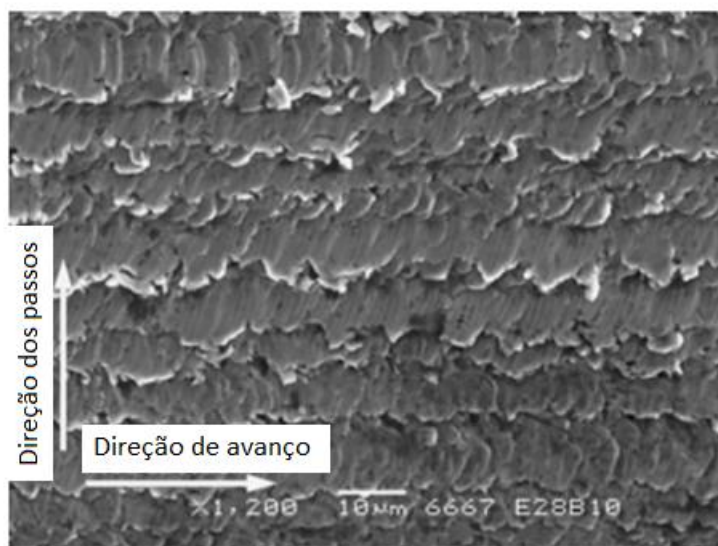


Figura 2.21: Superfície usinada em aço ferramenta (Adaptado de [2])

Para determinadas aplicações, como na fabricação de moldes por exemplo, esses valores de rugosidade superficial podem não ser aceitáveis, dependendo das exigências em relação à peça que será injetada, além de poder aumentar a dificuldade na remoção da mesma após a injeção [2].

Aramcharoem e Mativenga [36] estudaram o comportamento da rugosidade superficial da superfície usinada em relação à razão da espessura do cavaco e do raio da aresta de corte, sendo observados dois fenômenos.

Primeiramente, quando o valor da razão é inferior a unidade, a rugosidade superficial diminui com o aumento da espessura do cavaco. Isso ocorre devido à diminuição do efeito de deformação para valores maiores de avanço por dente, devido a menor recuperação elástica do material. Já quando a razão é maior do que a unidade, o aumento no avanço por dente leva também a um aumento na rugosidade superficial, apresentando um comportamento semelhante ao fresamento em macroescala [36].

A Figura 2.22 apresenta o gráfico da rugosidade média ( $R_a$ ) em relação à razão espessura do cavaco e raio da aresta de corte para a usinagem de microcanais no aço ferramenta H13, variando a razão entre 0,2 e 2,0 e a velocidade de corte entre 12-216 mm/min. A rotação do eixo-árvore ( $N = 30000$  rpm) e a profundidade de corte ( $a_p = 50$   $\mu$ m) foram mantidos constantes.

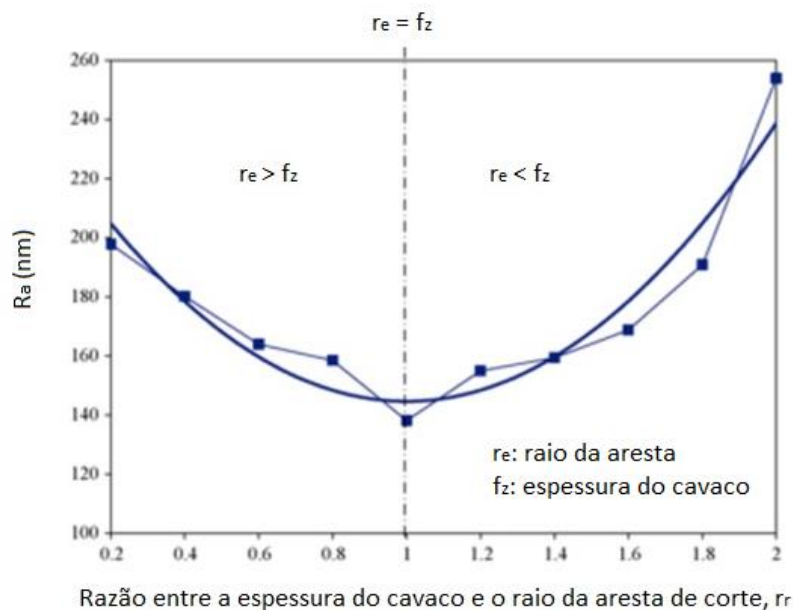


Figura 2.22: Rugosidade Média x Razão espessura do cavaco e raio da aresta de corte (Adaptado de [36])

Krebs e Kersting [50] analisaram a influência do desgaste de microfresas de topo esférico e do ângulo de inclinação das mesmas (Figura 2.23) na rugosidade superficial no microfresamento em 5 eixos do aço rápido S6-5-2 (63HRC).

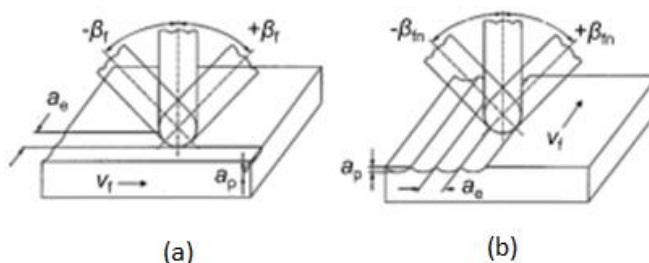


Figura 2.23: Definição da inclinação da ferramenta (a) na direção de avanço; (b) transversal à direção de avanço [50].

Os resultados mostraram que mudanças na inclinação da ferramenta tem efeito significativo na qualidade superficial e no desgaste da aresta de corte. Os melhores resultados obtidos em relação à qualidade superficial ocorreram quando as ferramentas foram inclinadas na direção transversal em relação à direção de avanço, porém antes das arestas apresentarem desgaste. Após o desgaste acentuado das ferramentas, com o arredondamento da aresta de corte, o efeito de ploughing pode levar à formação de rebarbas, aumentando a rugosidade superficial [50].

Natarajan, Periyanan e Yang [51] analisaram a influência de variáveis no microfresamento, como a velocidade de rotação do eixo-árvore, do avanço e da profundidade de corte com o objetivo de aumentar a taxa de remoção de material e minimizar a rugosidade superficial.

Foram desenvolvidos modelos estatísticos para otimização dos parâmetros de usinagem, tanto para a taxa de remoção de material como para a rugosidade média usando-se *Central Composite Design* com 3 níveis dos fatores.

Concluiu-se que para velocidades moderadas e profundidades de corte superiores a 20  $\mu\text{m}$ , a taxa de remoção de material apresenta melhores resultados. Em relação ao acabamento superficial, para os valores menores de avanço utilizados, a rugosidade média também resulta em valores menores, enquanto a velocidade de rotação não tem influência significativa. Os modelos propostos também foram utilizados na

previsão dos parâmetros otimizados de usinagem e apresentaram valores bastante próximos dos resultados obtidos experimentalmente pelos autores [51].

Kiswanto, Zariatin e Ko [7] estudaram os parâmetros de corte e o tempo de usinagem do alumínio AA110 em operações de microfresamento, verificando a influência deles na rugosidade superficial e na formação de rebarbas.

Foram escolhidas três variações de avanço e rotação do eixo-árvore para três diferentes intervalos de tempo de processo. Além disso foi observada a condição da ferramenta para que fosse avaliada a influência do desgaste da mesma no processo.

Analisando-se estatisticamente o resultado, foi concluído que o avanço e o tempo de usinagem influenciam significativamente na rugosidade superficial, sendo que para o mesmo tempo de usinagem a utilização de um avanço maior, aumentando-se a produtividade do processo, não afeta significativamente a rugosidade nem a vida útil da ferramenta. Para valores menores de avanço a rugosidade superficial é menor, porém o processo pode perder eficiência em relação ao tempo de usinagem além de formar um cavaco mais contínuo que pode se manter preso ou enrolado sobre a ferramenta e afetar a dimensão do microcanal usinado [7].

Em relação à formação de rebarbas, no microfresamento discordante existe menor formação de rebarbas na parte superior do microcanal. As rebarbas no fundo do canal começam a aparecer e se tornar maiores com o aumento do desgaste da ferramenta. O desgaste da ferramenta é o fator que mais influencia a formação de rebarbas, estando esse desgaste ligado ao tempo de usinagem ao qual a ferramenta está submetida [7].

## 2.7 Programação NC

A principal função dos sistemas CAD (*Computer Aided Design*) é definir a geometria de uma peça ou produto, sendo essa etapa vital para todas as atividades seguintes no ciclo de vida do produto. Já a tecnologia CAM (*Computer Aided Manufacturing*) utiliza sistemas computadorizados para planejar, gerenciar e controlar as operações de manufatura, materializando o *design* [52].

A integração desses dois sistemas nos chamados sistemas CAD/CAM, que se tornaram bastante populares no final da década de 1980. Uma das primeiras tecnologias na área de CAM foi o controle numérico (NC), que consiste em transmitir

instruções programadas para a máquina-ferramenta. Os programas NC são constituídos de linhas de comando programadas que fornecem instruções para que a máquina-ferramenta realize operações sequenciais para que seja obtida a geometria desejada de um determinado material a partir de um *blank* (material bruto). Essas operações, além de movimentações da ferramenta de corte e da mesa onde a peça usinada está fixada, também podem ser de operações de corte propriamente dito, como fresamento, faceamento, furação, torneamento, entre outras [52].

As novas tecnologias e ferramentas disponíveis tem permitido que sejam criados modelos digitais de toda a cadeia de manufatura, desde o *design* conceitual dos produtos, processos de fabricação e análises de engenharia. A indústria moderna utiliza cada vez mais esses recursos, com modelos virtuais de máquinas e processos, simulando e prevendo as condições reais de operação. A remoção do material (assim como os movimentos da máquina) pode ser graficamente simulada, permitindo a verificação de possíveis colisões durante o percurso da ferramenta, além da otimização dessa trajetória gerada. Também é possível simular o comportamento cinemático e dinâmico da máquina, possibilitando análises da interação da ferramenta e peça usinada e permitindo a correção de certos parâmetros antes mesmo do início do processo de fabricação [53].

### **2.7.1 Interpolação da trajetória da ferramenta**

Os sistemas CAM permitem que sejam geradas trajetórias complexas para a usinagem de superfícies livres.

Inicialmente são gerados pontos onde deve existir o contato da ferramenta de corte com o material usinado. Em seguida são calculadas as posições em que a ferramenta deve estar para que ocorra o processo de corte nos locais determinados, conforme a Figura 2.24.



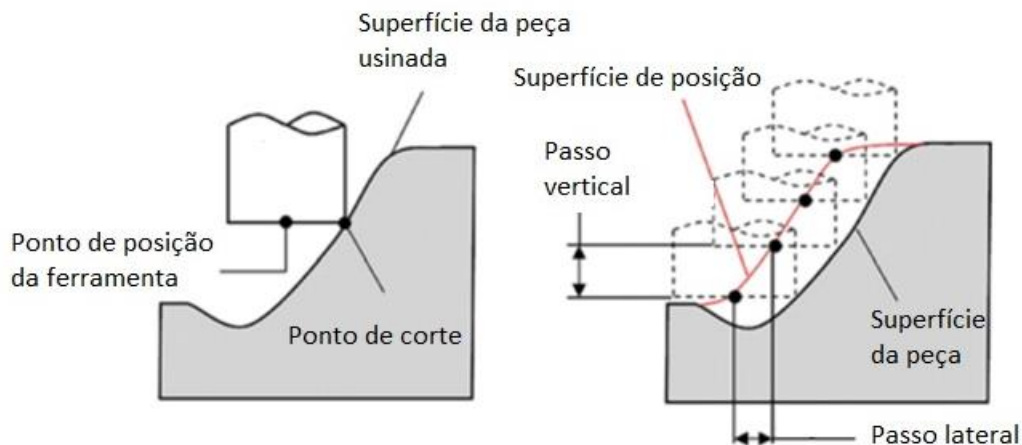


Figura 2.24: Representação da posição e trajetória da ferramenta (Adaptado de [54])

As linhas que conectam os pontos das posições das ferramentas constituem a trajetória da ferramenta. As trajetórias podem estar contidas num plano bidimensional, como se o material fosse usinado em camadas com determinada espessura. Cada uma dessas camadas constitui o passo vertical da usinagem, ficando a espessura da camada condicionada às condições e requisitos da usinagem como o material usinado, ferramenta utilizada, acabamento superficial exigido, entre outros [54].

A usinagem em cinco eixos permite que sejam obtidas geometrias bastante complexas e variadas, que atendem as necessidades de várias indústrias, especialmente das áreas biomédica, aeroespacial e de moldes para injeção. A usinagem de superfícies complexas depende de interpoladores que gerem essas curvas que constituem a trajetória.

Segundo Altintas [53], a escolha da trajetória da ferramenta é um dos parâmetros críticos no planejamento dos processos de usinagem. A maioria dos softwares CAM possuem uma biblioteca de trajetórias padronizadas, porém é levado em conta apenas a geometria da peça na seleção dessas trajetórias. É preciso otimizar essas trajetórias, especialmente na usinagem de superfícies complexas.

Nos processos de microusinagem, especialmente nos de alta velocidade, é necessário que as trajetórias da ferramenta sejam percorridas com rapidez e precisão. As peças com dimensões reduzidas e curvaturas acentuadas requerem um grau de precisão bastante elevado. Nesse caso, a precisão depende da velocidade com que

se pode gerar trajetórias individuais que sejam lidas pelo comando da máquina. Esse tempo está ligado com o tipo de representação que se usa para essas trajetórias curvilíneas. Alguns tipos comuns de representações incluem interpolações lineares e circulares, splines polinomiais e também as curvas NURBS (Non-uniform Rational B-spline) [55].

Quando essas curvas são aproximadas por segmentos lineares são criadas descontinuidades em relação ao posicionamento, velocidade, aceleração e *jerk*. Isso fica ainda mais evidente nas trajetórias em cinco eixos, devido à existência de três eixos translacionais e dois angulares no movimento. As trajetórias em curvas geralmente são aproximadas por funções *spline*, permitindo que sejam minimizados esses problemas de descontinuidade. A maior dificuldade na interpolação utilizando-se curvas *spline* em cinco eixos é suavizar a velocidade de avanço nas curvas que constituem a trajetória da ferramenta. Um avanço constante pode ser obtido gerando-se deslocamentos constantes em intervalos controlados [56].

Essa suavização é importante para que se atinja a qualidade final desejada da peça, especialmente quando se trata de usinagem com alta precisão. A utilização de curvas paramétricas para representar as dimensões do objeto ao invés de segmentos de reta permite essa suavização da trajetória. Softwares comerciais de CAD/CAM (Siemens NX e Catia, por exemplo) possuem a capacidade de gerar curvas parametrizadas nos códigos NC. Porém, para uma determinada tolerância, a maioria dos softwares apresentarão descontinuidades nas trajetórias geradas especialmente nas junções e tangências entre curvas, o que provoca flutuações no avanço e aceleração, afetando o resultado da usinagem [57].

A geração da trajetória da ferramenta para moldes em escala convencional, por meio de sistemas CAM, possui grande flexibilidade no que diz respeito à escolha das ferramentas de corte, sua geometria e tamanho. Já em microescala, a rigidez e resistência da ferramenta tornam-se pontos críticos, sendo necessário maximizar o diâmetro da ferramenta para as operações de corte durante o planejamento de processo. O diâmetro da ferramenta de corte pode tornar a geração da trajetória um processo mais difícil, quando este diâmetro tem a mesma ordem de grandeza da microgeometria que se deseja obter [37].

Segundo Vázquez et al. [37], é possível tentar contornar esses problemas no microfresamento, levando-se em consideração alguns pontos no planejamento do processo de corte, como a segmentação das geometrias, utilizar uma fase de

desbaste (*roughing*) e uma de acabamento (*finishing*), além da combinação de uso de fresas de topo reto e de topo esférico. Em microescala o comportamento dinâmico da máquina pode ser um fator importante já que os avanços utilizados no microfresamento podem afetar significativamente as operações de arredondamento dos cantos.

## 2.8 Análise de variância (ANOVA)

No experimento fatorial com dois fatores, existem  $a$  níveis do fator  $A$  e  $b$  níveis do fator  $B$ . O experimento possui  $n$  réplicas, sendo que cada réplica contém todas as  $ab$  combinações de tratamentos. A observação na  $ij$ -ésima célula para a  $k$ -ésima réplica é denotada por  $y_{ijk}$  [58].

O arranjo dos dados para o experimento fatorial com dois fatores pode ser visto na Tabela 2.1.

Tabela 2.1: Arranjo dos Dados para um Planejamento Fatorial com Dois Fatores [58]

		<i>Fator B</i>				<i>Totais</i>	<i>Médias</i>
		1	2	...	$b$		
<i>Fator A</i>	1	$y_{111}, y_{112},$ ..., $y_{11n}$	$y_{121}, y_{122},$ ..., $y_{12n}$	...	$y_{1b1}, y_{1b2},$ ..., $y_{1bn}$	$y_{1..}$	$\bar{y}_{1..}$
	2	$y_{211}, y_{212},$ ..., $y_{21n}$	$y_{221}, y_{222},$ ..., $y_{22n}$	...	$y_{2b1}, y_{2b2},$ ..., $y_{2bn}$	$y_{2..}$	$\bar{y}_{2..}$
	⋮						
	$a$	$y_{a11}, y_{a12},$ ..., $y_{a1n}$	$y_{a21}, y_{a22},$ ..., $y_{a2n}$	...	$y_{ab1}, y_{ab2},$ ..., $y_{abn}$	$y_{a..}$	$\bar{y}_{a..}$
<i>Totais</i>	$y_{.1.}$	$y_{.2.}$	...	$y_{.b.}$	$y_{...}$		
<i>Médias</i>	$\bar{y}_{.1.}$	$\bar{y}_{.2.}$	...	$\bar{y}_{.b.}$		$\bar{y}_{...}$	

As notações utilizadas na Tabela 2.1 são apresentadas na Tabela 2.2.

Tabela 2.2: Notação para Totais e Médias [58]

---

$y_{i..} = \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n y_{ijk}$	$\bar{y}_{i..} = \frac{y_{i..}}{bn}$	$i = 1, 2, \dots, a$
$y_{.j.} = \sum_{i=1}^a \sum_{k=1}^n y_{ijk}$	$\bar{y}_{.j.} = \frac{y_{.j.}}{an}$	$j = 1, 2, \dots, b$
$y_{ij.} = \sum_{k=1}^n y_{ijk}$	$\bar{y}_{ij.} = \frac{y_{ij.}}{n}$	$i = 1, 2, \dots, a$
		$j = 1, 2, \dots, b$
$y_{...} = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n y_{ijk}$	$\bar{y}_{...} = \frac{y_{...}}{abn}$	

---

As observações podem ser descritas pelo modelo estatístico linear

$$Y_{ijk} = \mu + \tau_i + \beta_j + (\tau\beta)_{ij} + \epsilon_{ijk} \begin{cases} i = 1, 2, \dots, a \\ j = 1, 2, \dots, b \\ k = 1, 2, \dots, n \end{cases}$$

sendo  $\mu$  o efeito médio global,  $\tau_i$  o efeito do  $i$ -ésimo nível do fator  $A$ ,  $\beta_j$  o efeito do  $j$ -ésimo nível do fator  $B$ ,  $(\tau\beta)_{ij}$  o efeito de interação entre  $A$  e  $B$ ,  $\epsilon_{ijk}$  uma componente do erro aleatório, tendo uma distribuição normal, com média zero e variância  $\sigma^2$ .

As hipóteses a serem testadas são as de nenhum efeito principal para o fator  $A$ , nenhum efeito principal para o fator  $B$ , e nenhum efeito de interação  $AB$  [58].

A Tabela 2.3 apresenta as hipóteses formuladas e que serão testadas utilizando-se a análise de variância (ANOVA).

Tabela 2.3: Hipóteses sobre os efeitos principais dos fatores A e B e da interação AB [58]

---

Hipóteses	
1	$H_0 : \tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_a = 0$ (nenhum efeito principal do fator A) $H_1 : \text{no mínimo um } \tau_i \neq 0$
2	$H_0 : \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_b = 0$ (nenhum efeito principal do fator B) $H_1 : \text{no mínimo um } \beta_j \neq 0$
3	$H_0 : (\tau\beta)_{11} = (\tau\beta)_{12} = \dots = (\tau\beta)_{ab} = 0$ (nenhuma interação) $H_1 : \text{no mínimo um } (\tau\beta)_{ij} \neq 0$

---

A ANOVA testa as hipóteses decompondo a variabilidade total dos dados em partes componentes, comparando os elementos da decomposição [58].

A variabilidade total é a soma total dos quadrados das observações, dada pela expressão

$$SQ_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n (y_{ijk} - \bar{y}_{...})^2$$

sendo a decomposição definida como

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n (y_{ijk} - \bar{y}_{...})^2 &= bn \sum_{i=1}^a (\bar{y}_{i..} - \bar{y}_{...})^2 \\ &+ an \sum_{j=1}^b (\bar{y}_{.j.} - \bar{y}_{...})^2 \\ &+ n \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b (\bar{y}_{ij.} - \bar{y}_{i..} - \bar{y}_{.j.} + \bar{y}_{...})^2 \end{aligned}$$

$$+ \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n (y_{ijk} - \bar{y}_{ij.})^2$$

ou simbolicamente,

$$SQ_T = SQ_A + SQ_B + SQ_{AB} + SQ_E$$

Levando-se em conta todas as corridas, há um total de  $abn - 1$  graus de liberdade. Para os efeitos principais  $A$  e  $B$  existem, respectivamente,  $a - 1$  e  $b - 1$  graus de liberdade. Já para o efeito de interação  $AB$ , existe  $(a - 1)(b - 1)$  graus de liberdade. Para cada uma das combinações  $ab$ , existe  $n - 1$  graus de liberdade entre as  $n$  réplicas, podendo essas observações diferirem entre si apenas devido ao erro aleatório. O erro possui, portanto,  $ab(n - 1)$  graus de liberdade [58].

Dividindo-se as somas quadráticas pelos respectivos graus de liberdade, obtemos as médias quadrados para  $A$  e  $B$ , para a interação e para o erro, conforme mostra a Tabela 2.4.

*Tabela 2.4: Cálculo das Médias Quadráticas [58]*

---


$$MQ_A = \frac{SQ_A}{a - 1}$$

$$MQ_B = \frac{SQ_B}{b - 1}$$

$$MQ_{AB} = \frac{SQ_{AB}}{(a - 1)(b - 1)}$$

$$MQ_E = \frac{SQ_E}{ab(n - 1)}$$


---

Considerando os fatores  $A$  e  $B$  fixos, temos os valores esperados para as médias quadráticas, mostrados na Tabela 2.5.

Tabela 2.5: Valores Esperados para as Médias Quadráticas para dois fatores [58]

$$E(MQ_A) = E\left(\frac{SQ_A}{a-1}\right) = \sigma^2 + \frac{bn \sum_{i=1}^a \tau_i^2}{a-1}$$

$$E(MQ_B) = E\left(\frac{SQ_B}{b-1}\right) = \sigma^2 + \frac{an \sum_{j=1}^b \beta_j^2}{b-1}$$

$$E(MQ_{AB}) = E\left(\frac{SQ_{AB}}{(a-1)(b-1)}\right) = \sigma^2 + \frac{n \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b (\tau\beta)_{ij}^2}{(a-1)(b-1)}$$

$$E(MQ_E) = E\left(\frac{SQ_E}{ab(n-1)}\right) = \sigma^2$$

Analisando-se os valores esperados das médias quadráticas, observa-se que se as hipóteses nulas a respeito dos efeitos principais ( $H_0: \tau_i = 0$ ,  $H_0: \beta_j = 0$ ) e a hipótese nula a respeito da interação ( $H_0: (\tau\beta)_{ij} = 0$ ) forem verdadeiras, essas médias quadráticas serão estimativas não tendenciosas de  $\sigma^2$  [58].

Para testar a hipótese nula em relação ao fator  $A$ , será utilizado a seguinte razão

$$F_0 = \frac{MQ_A}{MQ_E}$$

que terá uma distribuição  $F$ , com  $a - 1$  e  $ab(n - 1)$  graus de liberdade se  $H_0: \tau_i = 0$  for verdadeira. Rejeitaremos a hipótese com um nível de significância de  $\alpha$  se  $f_0 > f_{\alpha, a-1, ab(n-1)}$ .

Para testar a hipótese nula em relação ao fator  $B$ , será utilizado a seguinte razão

$$F_0 = \frac{MQ_B}{MQ_E}$$

que terá uma distribuição  $F$ , com  $b - 1$  e  $ab(n - 1)$  graus de liberdade se  $H_0: \beta_i = 0$  for verdadeira. Rejeitaremos a hipótese com um nível de significância de  $\alpha$  se  $f_0 > f_{\alpha, b-1, ab(n-1)}$ .

Para testar a hipótese nula em relação à interação  $AB$ , será utilizado a seguinte razão

$$F_0 = \frac{MQ_{AB}}{MQ_E}$$

que terá uma distribuição  $F$ , com  $(a - 1)(b - 1)$  e  $ab(n - 1)$  graus de liberdade se  $H_0: (\tau\beta)_{ij} = 0$  for verdadeira. Rejeitaremos a hipótese com um nível de significância de  $\alpha$  se  $f_0 > f_{\alpha, (a-1)(b-1), ab(n-1)}$  [58].

Os resultados serão apresentados da forma apresentada na Tabela 2.6, sendo em seguida discutidos.

Tabela 2.6: Tabela da ANOVA para um Fatorial com Dois Fatores, Modelo de Efeitos Fixos [58]

<i>Fonte de Variação</i>	<i>Soma dos Quadrados</i>	<i>Graus de Liberdade</i>	<i>Média Quadrática</i>	$F_0$
<i>Tratamento A</i>	$SQ_A$	$(a - 1)$	$MQ_A = \frac{SQ_A}{(a - 1)}$	$\frac{MQ_A}{MQ_E}$
<i>Tratamento B</i>	$SQ_B$	$(b - 1)$	$MQ_B = \frac{SQ_B}{(b - 1)}$	$\frac{MQ_B}{MQ_E}$
<i>Interação</i>	$SQ_{AB}$	$(a - 1)(b - 1)$	$MQ_{AB} = \frac{SQ_{AB}}{(a - 1)(b - 1)}$	$\frac{MQ_{AB}}{MQ_E}$
<i>Erro</i>	$SQ_E$	$ab(n - 1)$	$MQ_E = \frac{SQ_E}{ab(n - 1)}$	
<i>Total</i>	$SQ_T$	$abn - 1$		



As fórmulas para cálculo das somas dos quadrados são mostradas na Tabela 2.7.

*Tabela 2.7: Fórmulas de cálculo para as somas dos quadrados em uma análise de variância com dois fatores [58]*

---


$$SQ_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n y_{ijk}^2 - \frac{y_{...}^2}{abn}$$

$$SQ_A = \sum_{i=1}^a \frac{y_{i..}^2}{bn} - \frac{y_{...}^2}{abn}$$

$$SQ_B = \sum_{j=1}^b \frac{y_{.j.}^2}{an} - \frac{y_{...}^2}{abn}$$

$$SQ_{AB} = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \frac{y_{ij.}^2}{n} - \frac{y_{...}^2}{abn} - SQ_A - SQ_B$$

$$SQ_E = SQ_T - SQ_{AB} - SQ_A - SQ_B$$


---

## **3 Objetivos**

Este capítulo apresenta os objetivos do trabalho e uma breve descrição dos métodos que serão utilizados com maior detalhamento nos capítulos seguintes.

### **3.1 Objetivo geral**

O objetivo deste trabalho envolve a aquisição e apropriação de conhecimentos relativos ao estado-da-arte na área de microfresamento, permitindo o uso deste conhecimento no desenvolvimento de alternativas aplicadas ao planejamento deste processo.

#### **3.1.1 Objetivos específicos**

- i. Realização de ensaios de microfresamento para verificar a influência de alguns parâmetros de corte na rugosidade superficial das peças usinadas, sendo esses parâmetros o avanço por dente e a profundidade de corte;
- ii. Proposição de alternativas para otimização do processo relativamente à escolha dos parâmetros de corte na fase de planejamento das operações de microfresamento.

### **3.2 Métodos**

Inicialmente foi realizada uma revisão da literatura em artigos e periódicos da área para buscar informações acerca do estado da arte no microfresamento. A pesquisa foi realizada por meio da consulta de livros, periódicos indexados e artigos recentes disponíveis em bases de dados nacionais e internacionais.

Os tópicos abordados nessa revisão incluem os fatores que influenciam no microfresamento; as condições e parâmetros de corte; os principais efeitos que aparecem na usinagem em microescala e as diferenças em relação ao processo em escala convencional; a qualidade superficial e a influência dos parâmetros de corte na rugosidade superficial; e a programação e interpolação de trajetória das ferramentas no microfresamento.

Com base na revisão realizada, foram definidos os objetivos do trabalho e os métodos utilizados.

Em seguida, foi realizado o Planejamento dos Experimentos com base nos parâmetros de corte escolhidos (avanço por dente e profundidade de corte) para usinagem da peça-teste. Após a usinagem da peça-teste, foram medidos os parâmetros de rugosidade superficial ( $R_a$  e  $R_z$ ) para obtenção de dados para análise. O Planejamento de Experimentos está detalhado no Capítulo 4, assim como a descrição dos equipamentos utilizados e também a sequência de operações realizadas nos experimentos.

Com base nos resultados obtidos após a realização dos ensaios, foi realizada a análise de variância (ANOVA) para identificar os efeitos de cada um dos parâmetros isoladamente e também do efeito combinado deles. Foram realizadas duas análises de variância (uma para a rugosidade média e outra para a rugosidade máxima), além da análise residual para verificação da adequação do modelo adotado para cada ANOVA. A análise e discussão dos resultados é apresentada no Capítulo 5.

Este trabalho será finalizado com a conclusão dos resultados obtidos nos ensaios e na análise realizada e também a apresentação de propostas para investigações futuras sobre o tema abordado.

## 4 Descrição dos Materiais e Métodos

Este capítulo descreve com maiores detalhes o planejamento dos experimentos e os métodos utilizados na execução dos mesmos.

Primeiramente o planejamento dos experimentos é detalhado, além da descrição dos métodos de análise utilizados.

Em seguida estão descritas as características do material escolhido para a peça-teste e do seu modelo geométrico.

Na sequência, são especificados os equipamentos utilizados para realização das operações de corte e de medição dos resultados da usinagem.

Por fim, é apresentada de forma mais detalhada a sequência das operações realizadas durante a execução da parte experimental deste trabalho.

### 4.1 Planejamento dos experimentos

Segundo Montgomery e Runger [58], os experimentos são importantes para o aprendizado sobre o funcionamento de processos e sistemas. No entanto, a validade das conclusões retiradas dos experimentos depende em grande parte de como eles foram conduzidos, sendo necessário, portanto, um planejamento adequado.

Para experimentos que buscam analisar dois ou mais fatores, uma técnica bastante eficiente é o experimento fatorial, onde são realizadas tentativas (ou corridas) experimentais em todas as combinações possíveis dos níveis definidos para cada um dos fatores. Este tipo de técnica permite identificar os efeitos de cada um dos fatores, inclusive os efeitos da interação entre eles, no resultado observado de um processo, por exemplo. Os efeitos são definidos como a variação na resposta produzida com a mudança no nível do fator [58].

Nesta investigação experimental, foram escolhidos como fatores dois parâmetros importantes no processo de usinagem: o avanço por dente ( $f_z$ ) e a profundidade de corte ( $a_p$ ). As variáveis de saída analisadas são a rugosidade média ( $R_a$ ) e a rugosidade máxima ( $R_z$ ) (comumente utilizadas na indústria para avaliação de acabamento superficial).

Os experimentos consistem na usinagem de microcanais retos, utilizando-se uma microfresa helicoidal de topo reto de 200  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Essa microfresa foi escolhida por possuir um dos menores diâmetros entre as disponíveis comercialmente. A microfresa utilizada é do fabricante Emuge Franken, com duas arestas de corte.

A largura dos microcanais tem a mesma dimensão do diâmetro da ferramenta (um passe de fresamento) e comprimento de 10 mm cada um.

Para cada um dos dois fatores escolhidos foram adotados três níveis. Para a profundidade de corte, o menor nível leva em conta as limitações do centro de usinagem e do sistema laser para medição de ferramenta, sendo definido em 2,0  $\mu\text{m}$ , enquanto o nível maior teve como referência o valor sugerido pela tabela do fabricante da microfresa [59] para o aço AISI 316 (6,0  $\mu\text{m}$ ), sendo adotado um valor intermediário para o outro nível (4,0  $\mu\text{m}$ ).

Já para o avanço por dente, o nível intermediário (1,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ) é o valor sugerido pelo fabricante da microfresa, sendo o nível inferior um valor reduzido em 33% (1,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ) e o nível mais alto aumentado em 33% (2,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ), para verificar o resultado do corte em faixas próximas do valor sugerido.

Cada uma das combinações dos níveis desses fatores será realizada em duas réplicas, totalizando 18 microcanais usinados.

A partir do valor do avanço por dente, é necessário o cálculo da velocidade de avanço (necessária para criação do programa NC). O cálculo da velocidade de avanço é realizado utilizando-se a seguinte expressão:

$$v_f = f_z \times z \times n \quad [23]$$

onde “ $f_z$ ” corresponde ao avanço por dente, “ $z$ ” corresponde ao número de dentes e “ $n$ ” corresponde à rotação do eixo-árvore.

O valor utilizado para a rotação do eixo-árvore foi de 50.000 rpm, conforme sugerido também pelo fabricante da microfresa. A velocidade de corte é de 31,4 m/min.

Os valores definidos para cada uma das operações de microfresamento dos microcanais, conforme detalhado anteriormente, está indicado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Tabela de valores utilizados para os parâmetros de corte. Fonte: autoria própria.

Identificação dos canais	Profundidade de corte ( $a_p$ ) ( $\mu\text{m}$ )	Avanço por dente ( $f_z$ ) ( $\mu\text{m}/\text{dente}$ )	Velocidade de avanço ( $v_f$ ) (mm/min)
canais 1 e 2	2	2	200
canais 3 e 4	2	1,5	150
canais 5 e 6	2	1	100
canais 7 e 8	4	2	200
canais 9 e 10	4	1,5	150
canais 11 e 12	4	1	100
canais 13 e 14	6	2	200
canais 15 e 16	6	1,5	150
canais 17 e 18	6	1	100

Após a realização do microfresamento dos canais, a medição da rugosidade superficial é feita no fundo dos microcanais, num comprimento de 4 mm para cada canal. A região de medição é a mesma para cada um dos microcanais, sendo observado uma certa distância (aproximadamente 2 mm) do início do corte (entrada da ferramenta no material) e do final do corte (saída da ferramenta).

As dimensões da peça-teste e a indicação da numeração dos microcanais está apresentada a seguir, na seção 4.2 deste capítulo.

## 4.2 Peça-teste

O material escolhido para ser usinado nos experimentos é o aço AISI 316 (aço inoxidável austenítico). Este material é amplamente utilizado na indústria automotiva, petrolífera, aeroespacial, química, entre outras. Uma das principais características

desse tipo de aço é a resistência a uma grande variedade de agentes corrosivos [60] [61].

O aço AISI 316 possui na sua composição 0,08% de C; 2,0% de Mn, 1,0% de Si, 16,0 a 18,0% de Cr, 10 a 14% de Ni, 0,045% de P, 0,03% de S e 2,0 a 3,0 de Mo [60].

Segundo Maranhão e Davim [62], o AISI 316 não é um aço fácil de usinar, devido à adição de cromo para resistência à corrosão e adição de níquel, produzindo a estrutura austenítica, o que leva ao endurecimento do material. A combinação de altas propriedades mecânicas e resistência à corrosão faz com que este aço inoxidável seja amplamente utilizado para produzir componentes críticos na indústria química e em usinas que produzem energia nuclear.

Essas características geralmente implicam no aumento das forças de corte, no aumento da temperatura durante o processo, na formação do cavaco e no maior desgaste da ferramenta de corte devido às características abrasivas do processo [62].

Por estas razões, a usinagem deste material torna-se um desafio e uma oportunidade para gerar conhecimento relativo às operações na microescala.

O material foi cortado em chapas de 5 mm, sendo produzido então um blank com as seguintes dimensões: 100 x 40 x 5 mm. A partir dessas informações foi gerado um modelo geométrico da peça-teste a ser usinada, contendo os microcanais definidos anteriormente no planejamento dos experimentos.

O software utilizado para criar o modelo geométrico para operações de microfresamento é o Siemens PLM Software Inc. NX 9.0.

A Figura 4.1 mostra o modelo geométrico da peça-teste.

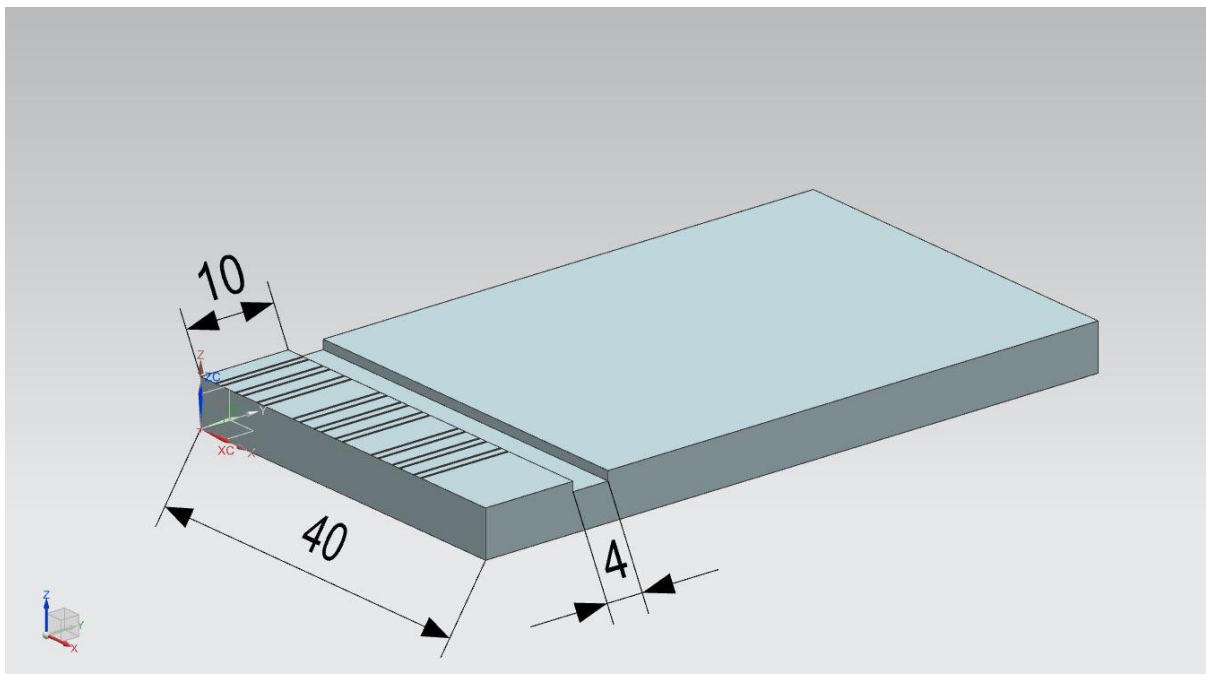


Figura 4.1: Modelo geométrico da peça teste (dimensões indicadas em mm). Fonte: autoria própria.

Antes do início da usinagem dos microcanais, foi usinado um canal de saída para a microfresa na peça-teste.

Todas as etapas de preparação da peça-teste a partir do *blank* para as operações de microusinagem estão descritas mais adiante neste capítulo, na seção 4.4 (Detalhamento dos experimentos).

A Figura 4.2 apresenta a vista superior do modelo geométrico da peça-teste, com a sequência de numeração dos canais indicada, conforme a identificação adotada na Tabela 4.1.



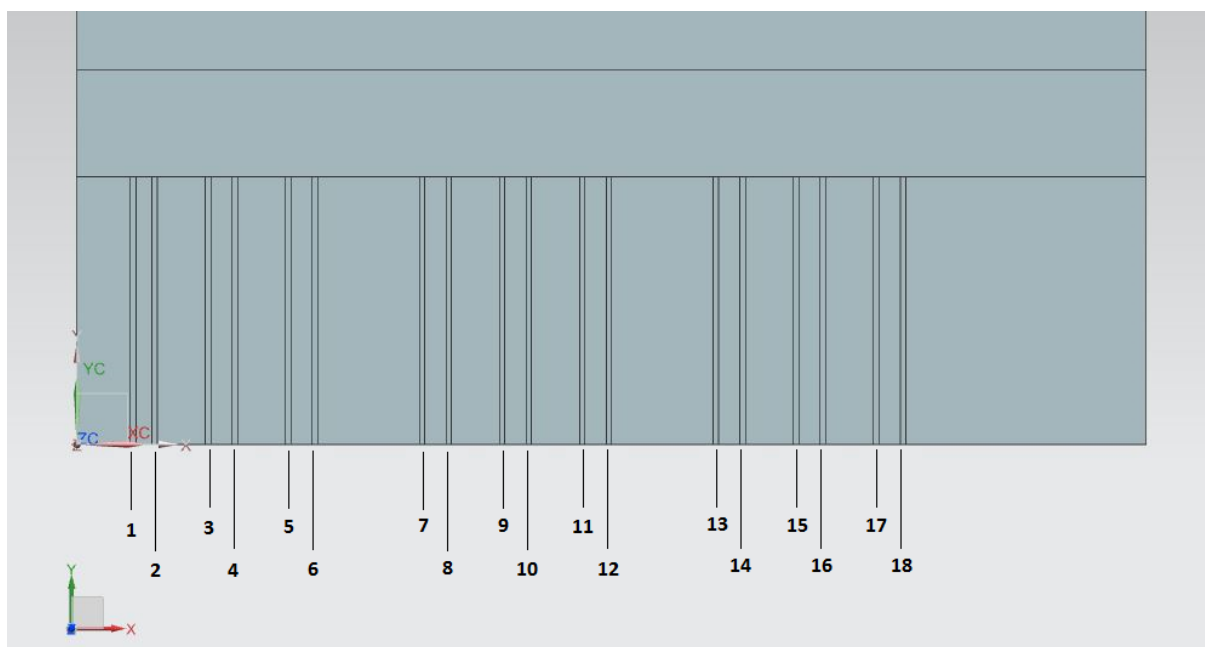


Figura 4.2: Vista parcial de topo da peça-teste com a indicação da numeração dos microcanais. Fonte: autoria própria.

### 4.3 Equipamentos utilizados

A seguir é apresentada uma breve descrição dos principais equipamentos utilizados na execução dos experimentos.

Os dados apresentados apresentam algumas características e informações técnicas, com os valores que constam nos manuais dos fabricantes desses equipamentos.

#### 4.3.1 Centro de usinagem

A máquina-ferramenta utilizada para realização dos ensaios é da marca KERN modelo Evo, um centro de usinagem CNC de alta precisão com 5 eixos, podendo realizar operações de microfresamento.

Além de usinagem nos eixos X, Y e Z, a máquina também possui uma mesa rotativa que permite movimentação nos eixos B e C, podendo realizar usinagens de geometrias mais complexas.



*Figura 4.3: Centro de usinagem KERN Evo. Fonte: autoria própria.*

A base de granito polimérico tem maior poder de absorção de vibrações e menor sensibilidade às variações de temperatura, permitindo que sejam obtidos resultados mais precisos.

As especificações deste equipamento podem ser visualizadas na Tabela 4.2. O comando numérico da máquina-ferramenta é o Heidenhain iTNC 530.

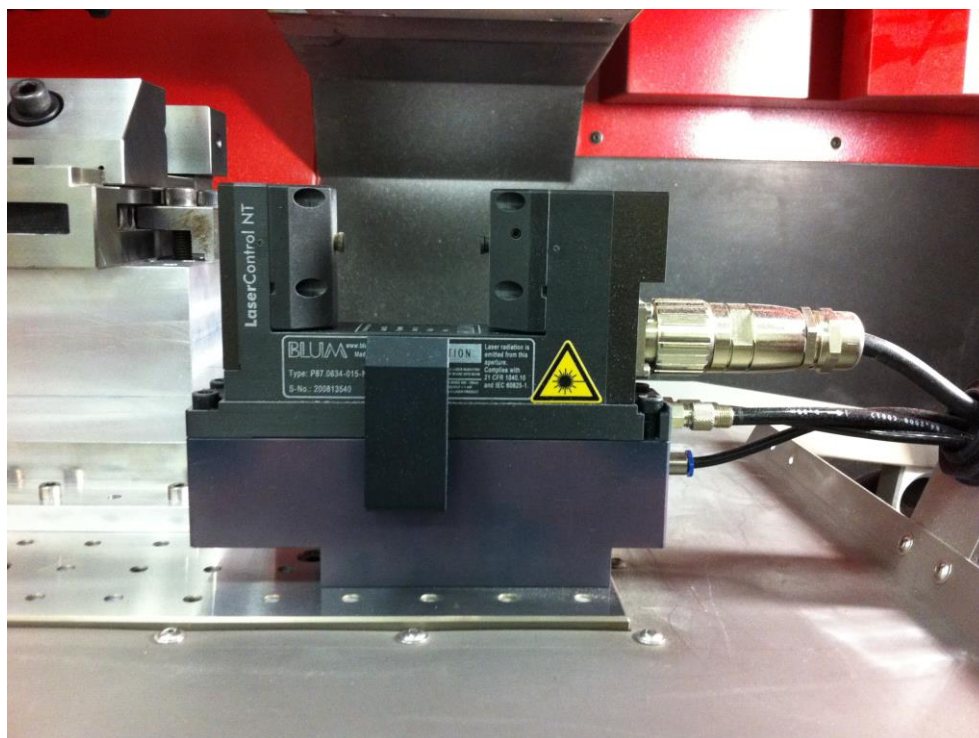
Tabela 4.2: Especificações do centro de usinagem Kern Evo [63]

<b>Eixos</b>	
Curso X/Y/Z	300/280/250 mm
Peso máximo da peça	50 kg
Avanço	0,01-16.000 mm/min
Aceleração	8 m/s <sup>2</sup>
<b>Precisão (norma alemã VDI/DGQ 3441)</b>	
Resolução	0,1 µm
Dispersão de posicionamento	±0,5 µm
Tolerância de posicionamento	±1,0 µm
Precisão na peça usinada	±2,0 µm
<b>Eixo-árvore</b>	
Rotação máxima	50.000 rpm
<b>Eixos rotativos</b>	
Curso eixo B	-10° até +100°
Curso eixo C	360°
Precisão	≤ 5"
Avanço (B/C)	(3.000/7.000) °/min

#### 4.3.2 Sistema de medição de ferramentas

O sistema utilizado para medição do raio e comprimento das ferramentas de corte é o sistema BLUM modelo LaserControl NT.

Esse sistema permite o monitoramento das condições da ferramenta antes, durante e depois do processo, verificando o desgaste e também a quebra das arestas de cortes.



*Figura 4.4: Sistema para medição de raio e comprimento das ferramentas. Fonte: autoria própria.*

O sistema foi calibrado segundo as instruções do fabricante para garantir a repetibilidade e confiabilidade das medições dentro dos limites de precisão estabelecidos nas especificações do aparelho.

A Tabela 4.3 apresenta os dados do fabricante referentes às especificações do equipamento.

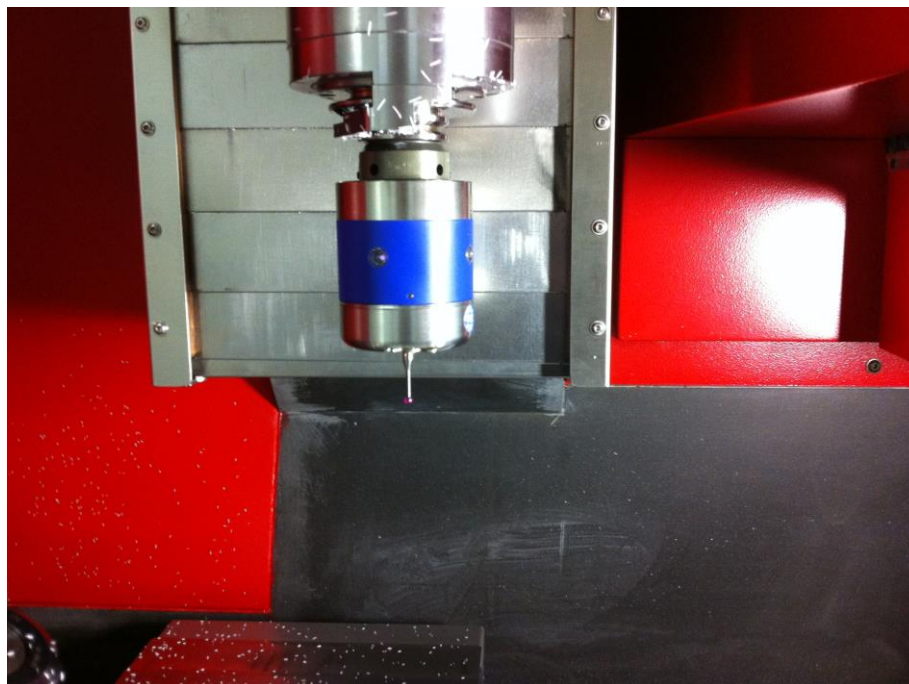
Tabela 4.3: Especificações do sistema de medição BLUM LaserControl NT [64]

<b>Laser</b>	
Tipo	Visível / 630-700nm / <1mW
<b>Precisão de repetição</b>	
Distância entre transmissor/receptor <100mm	$\pm 0,2 \mu\text{m}$
Distância entre transmissor/receptor <1.000mm	$\pm 1,0 \mu\text{m}$
<b>Diâmetro mínimo da ferramenta</b>	
Distância entre transmissor/receptor <100 mm	10 $\mu\text{m}$
Distância entre transmissor/receptor <1.000 mm	100 $\mu\text{m}$

No arranjo experimental utilizado, a distância entre o transmissor e o receptor encontram-se em distância acima de 100mm, portanto na faixa de precisão de repetição de  $\pm 1,0 \mu\text{m}$  e diâmetro mínimo da ferramenta de 100  $\mu\text{m}$ .

#### 4.3.3 Apalpador

O apalpador utilizado para medição e referenciamento dos corpos de prova é uma Touch Probe da marca M&H modelo Infrared Probe 32.00-MINI.



*Figura 4.5: Apalpador. Fonte: autoria própria.*

Esse equipamento permite o referenciamento do material a ser usinado, definindo um sistema de coordenadas em relação à peça, possibilitando as operações por meio de programas NC.

Após as operações, é possível verificar algumas dimensões usinadas, por meio do toque do apalpador nas superfícies geradas, sendo então obtidas as coordenadas dos pontos de toque.

As informações técnicas do equipamento estão apresentadas na Tabela 4.4.

*Tabela 4.4: Especificações do apalpador [65]*

<b>Informações Técnicas</b>	
Direções de toque	$\pm X; \pm Y; - Z$
Força de gatilho	XY = 1 N; Z = 6 N
Velocidade de toque recomendada	254 - 2.000 mm/min
Temperatura de operação	10° - 50°C
Repetibilidade unidirecional	$\pm 1 \mu\text{m}$

#### 4.3.4 Morsa de precisão

Para fixação da peça-teste na mesa do centro de usinagem, foi utilizada uma morsa de precisão do fabricante GIN CHAN MACHINERY CO., modelo VS30.

A Figura 4.6 apresenta o desenho da morsa com as principais dimensões indicadas, conforme apresentado no catálogo fornecido pelo fabricante.

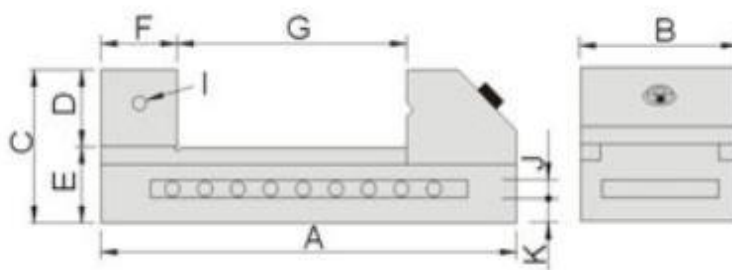


Figura 4.6: Dimensões da morsa de precisão [66]

A Tabela 4.5 apresenta as dimensões e especificações da morsa.

Tabela 4.5: Informações técnicas da morsa de precisão [66]

<b>Dimensões (mm)</b>	
A	190
B	73
C	70
D	35
E	35
F	35
G	0-100
I	M6
J	10
K	12
<b>Especificações</b>	
Peso	4,3 kg
Material	SK2
Dureza	HRC 55°~ 60°
Paralelismo	Até 3 $\mu\text{m}$ / 100 mm
Perpendicularidade	Até 5 $\mu\text{m}$ / 100 mm

#### 4.3.5 Perfilômetro

O perfilômetro utilizado para medição dos parâmetros  $R_a$  e  $R_z$  de rugosidade superficial é da fabricante BRUKER modelo DektakXT, mostrado na Figura 4.7.



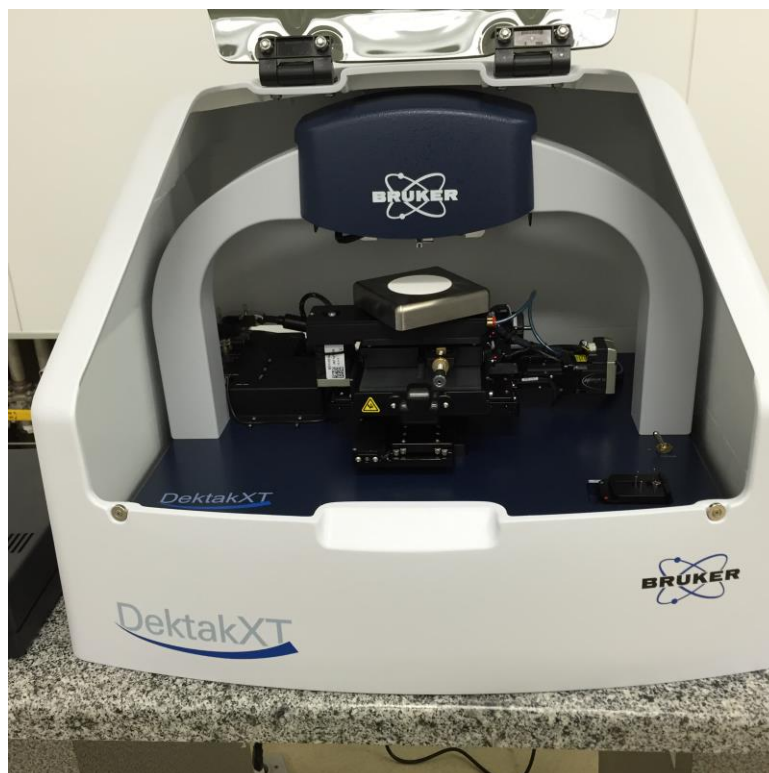


Figura 4.7: Perfilômetro BRUKER DektakXT. Fonte: autoria própria.

Os dados técnicos deste equipamento são apresentados na Tabela 4.6.

Tabela 4.6: Especificações do perfilômetro [67]

<b>Informações Técnicas</b>	
Raio do apalpador	12.5 $\mu\text{m}$
Alcance máximo de medição	55 mm
Pontos máximos por medição	120.000
Resolução vertical	1 $\text{\AA}$ (escala de 6,55 $\mu\text{m}$ )
Repetibilidade vertical	4 $\text{\AA}$
Espessura máxima da amostra	50 mm
Software	Vision64 Operation and Analysis Software

#### 4.4 Detalhamento dos experimentos

Os experimentos foram realizados no Laboratório de Micromanufatura (LMI), que pertence ao Departamento de Bionanomanufatura do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT), em São Paulo, SP.

Todas as etapas foram realizadas pelo próprio autor do trabalho. Foram realizados cursos de capacitação para operação do centro de usinagem, além de aulas para programação no comando Heidenhain. Também foi realizado treinamento para realização de medições no perfilômetro.

Antes da realização da usinagem do corpo de prova, o centro de usinagem KERN EVO é submetido a um ciclo inicial de aquecimento do eixo-árvore, que consiste em submetê-lo a aumentos sucessivos de rotação, conforme orientação do fabricante. Este processo leva cerca de 30 minutos, garantindo que a rotação máxima (utilizada nos experimentos) seja atingida.

Após o aquecimento do eixo-árvore, a fresa helicoidal de topo reto de 0,2 mm de diâmetro, do fabricante EMUGE FRANKEN foi submetida ao processo de medição do comprimento e raio no sistema BLUM LaserControl NT, conforme mostrado na Figura 4.8.

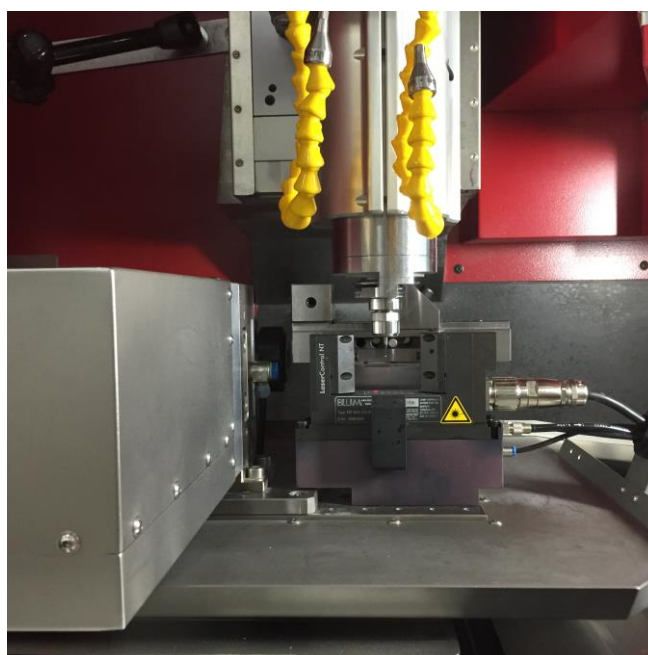


Figura 4.8: Medição do comprimento e raio da microfresa. Fonte: autoria própria.

O valor do raio encontrado na medição foi de 0,0966 mm (raio nominal de 0,1 mm), conforme mostrado na Figura 4.9.

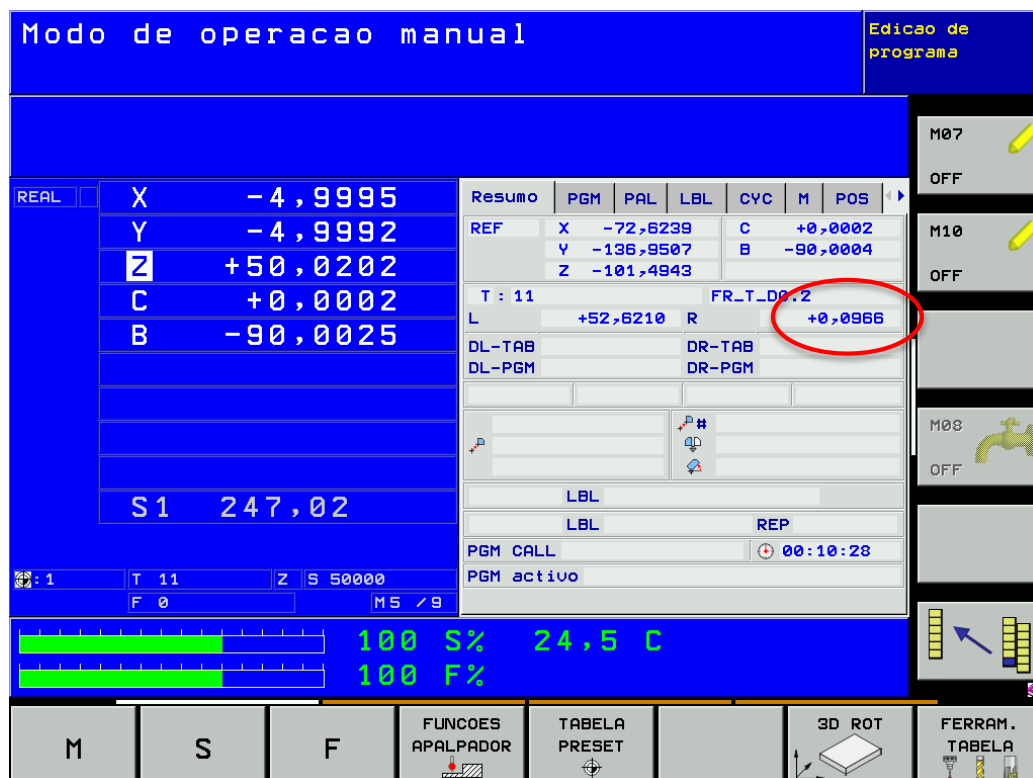
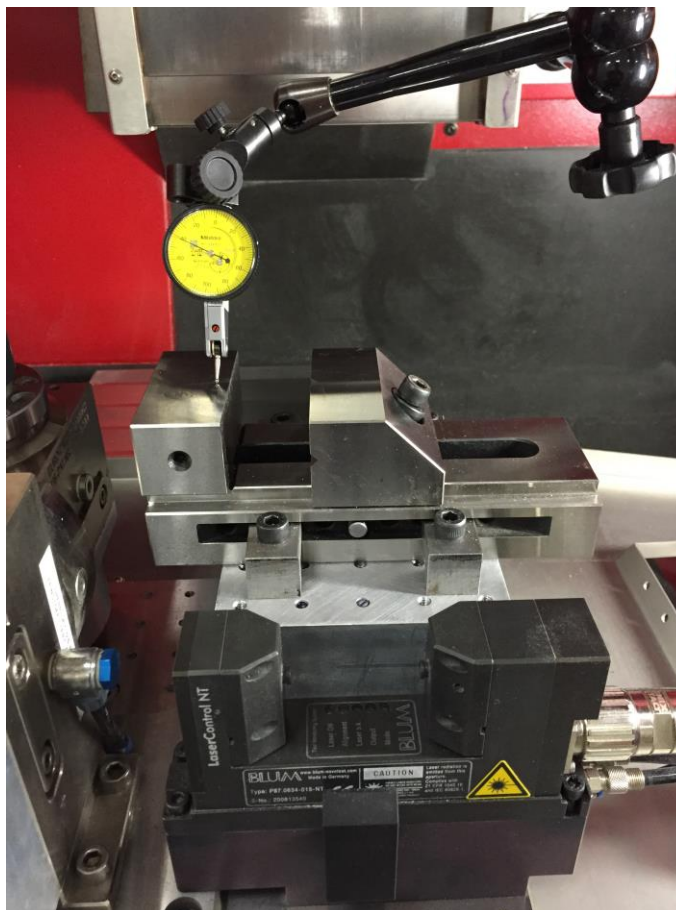


Figura 4.9: Tela do comando iTNC 530 com o valor obtido para o raio da fresa de 0,2 mm de diâmetro antes da usinagem. Fonte: autoria própria

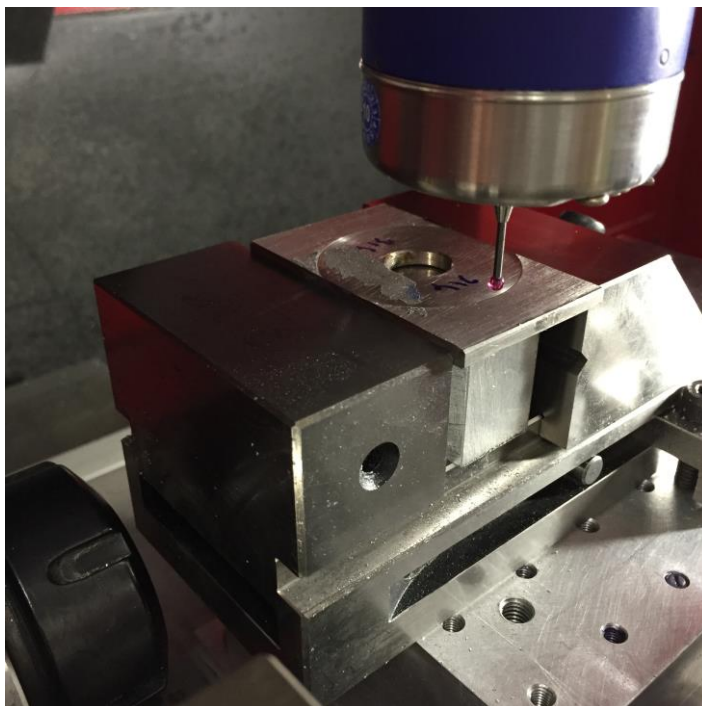
Após esse procedimento, foi iniciado o processo de fixação para preparação da peça-teste. Foi utilizada uma morsa de precisão da marca GIN CHAN MACHINERY CO. (modelo VS30) para fixação da peça-teste. A morsa é parafusada em um bloco retificado, que por sua vez é parafusado à mesa do centro de usinagem. Em seguida, foi utilizado um relógio apalpador milesimal Mitutoyo para alinhamento da morsa com os eixos x e y, conforme mostrado pela Figura 4.10. Foram respeitadas as tolerâncias de 20  $\mu$ m paralelismo para cada um dos eixos.



*Figura 4.10: Posicionamento da morsa de precisão no centro de usinagem com auxílio de relógio apalpador. Fonte: autoria própria*

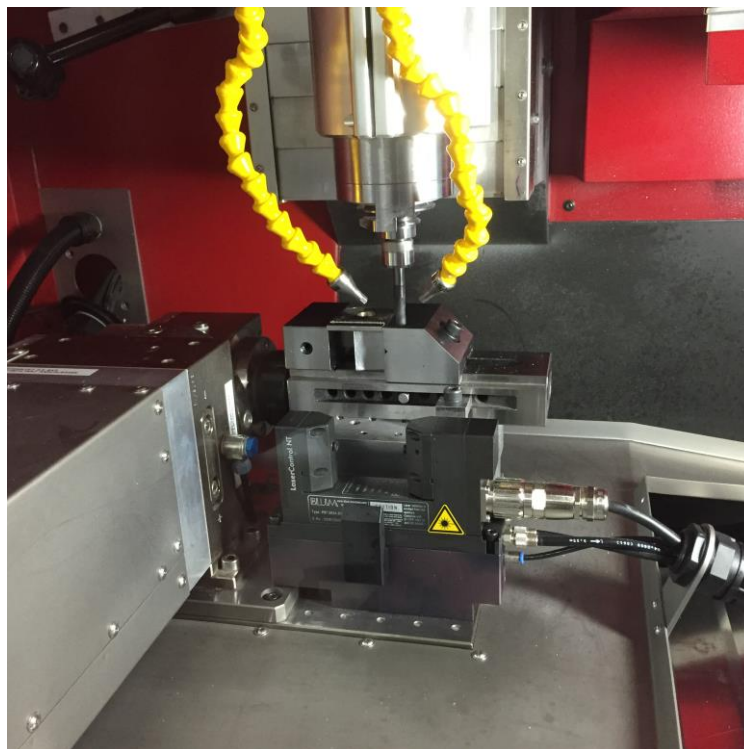
Após o procedimento de alinhamento da morsa, a peça-teste foi fixada com o auxílio de calços retificados, para que fosse realizado o faceamento da mesma, garantindo o paralelismo da face que seria usinada em relação ao plano da mesa do centro de usinagem e, por consequência, a profundidade constante para cada um dos canais usinados.

Com a peça-teste fixada na morsa, foi utilizado o apalpador para definição do zero-peça antes do início do faceamento, mostrado na Figura 4.11. As duas faces da peça-teste foram submetidas ao faceamento para garantir o paralelismo entre as faces, permitindo o posicionamento correto da mesma no perfilômetro para as medições posteriores da rugosidade superficial.



*Figura 4.11: Fixação do corpo de prova e determinação do zero-peça. Fonte: autoria própria.*

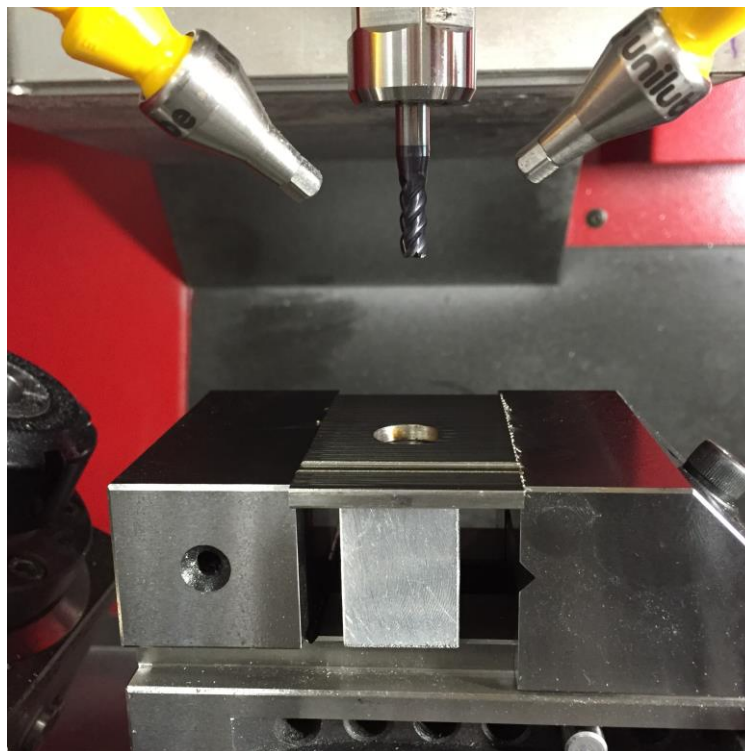
Para a realização do faceamento, foi utilizada uma fresa helicoidal de topo reto de metal duro de 8 mm de diâmetro neste processo, conforme mostrado na Figura 4.12. O comando Heidenhain iTNC 530 possui ciclos pré-estabelecidos de faceamento, sendo necessário apenas informar os parâmetros desejados. Os parâmetros adotados conforme indicação do fabricante da fresa foram: rotação do eixo-árvore = 2400 rpm;  $v_f = 300$  mm/min;  $a_e = 20\%$  do diâmetro da fresa;  $a_p = 0,2$  mm. Também foi utilizado o sistema de lubrificação MQL da Unilube. Foram realizados 3 procedimentos de faceamento para cada uma das faces.



*Figura 4.12: Faceamento da peça-teste. Fonte: autoria própria.*

Após o faceamento da primeira face, a peça-teste foi retirada e reposicionada, com o auxílio do apalpador, para que a operação fosse realizada na outra face.

Em seguida, utilizando-se a mesma fresa de 8 mm de diâmetro foi usinado um canal de 0,5 mm de profundidade e largura correspondente ao próprio diâmetro da fresa. Isto permite que após realizar a usinagem de um canal, conforme proposto no planejamento do experimento, a fresa de 0,2 mm de diâmetro possa movimentar-se para usinagem do canal seguinte sem que haja um deslocamento da mesma no eixo z, evitando uma diferença no posicionamento da mesma, o que acarreta uma diferença na profundidade dos canais usinados, devido às limitações de posicionamento do centro de usinagem, conforme mostrado na Tabela 4.2. O resultado deste procedimento é apresentado na Figura 4.13.



*Figura 4.13: Usinagem de canal de movimentação da peça-teste. Fonte: autoria própria.*

Após a preparação da peça-teste para a realização da usinagem, a peça foi submetida a limpeza com jato de ar para remoção do cavaco residual para remoção do lubrificante na sua superfície.

Em seguida, foi realizada a programação das linhas de comando na linguagem Heidenhain do iTNC 530. A programação consistiu em movimentos lineares nas direções dos eixos x e y (eixos de movimentação da mesa) e do eixo z (eixo-árvore), conforme a definição dos parâmetros definidos no planejamento dos experimentos. O cabeçalho e as primeiras linhas do programa são exibidos na Figura 4.14.



Figura 4.14: Programa para usinagem dos microcanais. Fonte: autoria própria.

Em seguida foi realizado um teste do programa no módulo de simulação do próprio comando iTNC-530, permitindo a visualização da trajetória da ferramenta para verificação de erros e possíveis colisões devido às possíveis falhas na programação.

A simulação não apresentou nenhum tipo de erro de programação, exibindo o resultado final esperado para a usinagem, conforme a Figura 4.15.



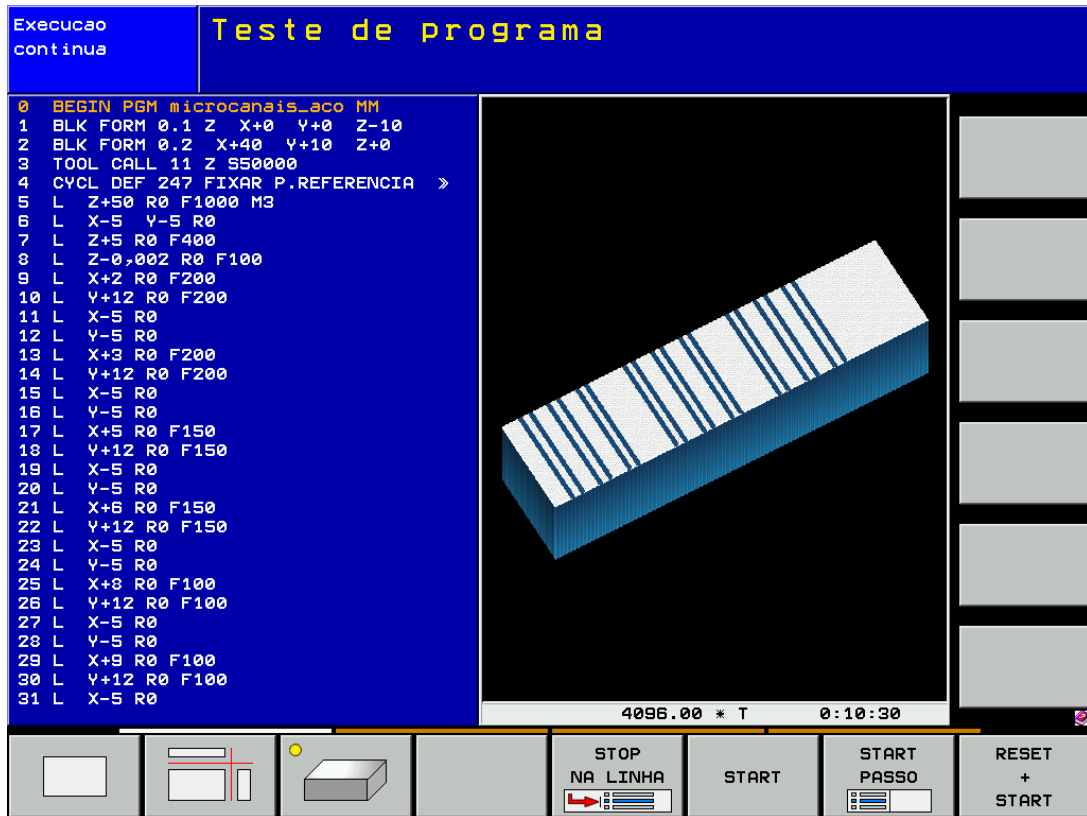
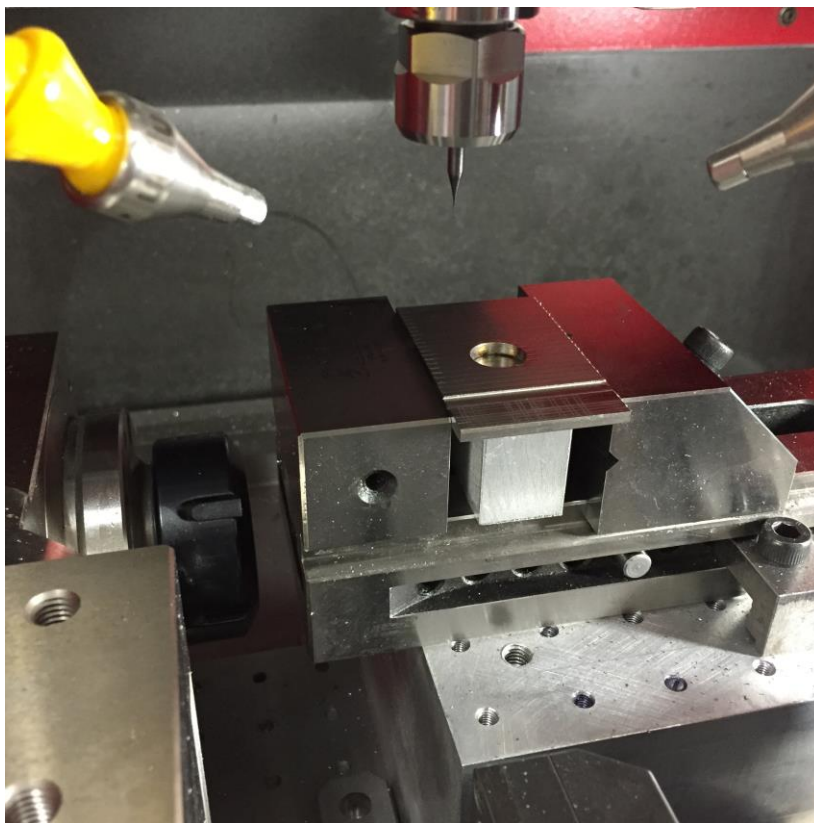


Figura 4.15: Simulação do programa. Fonte: autoria própria.

O tempo estimado para realização da usinagem foi de cerca de 10 minutos, de acordo com a simulação.

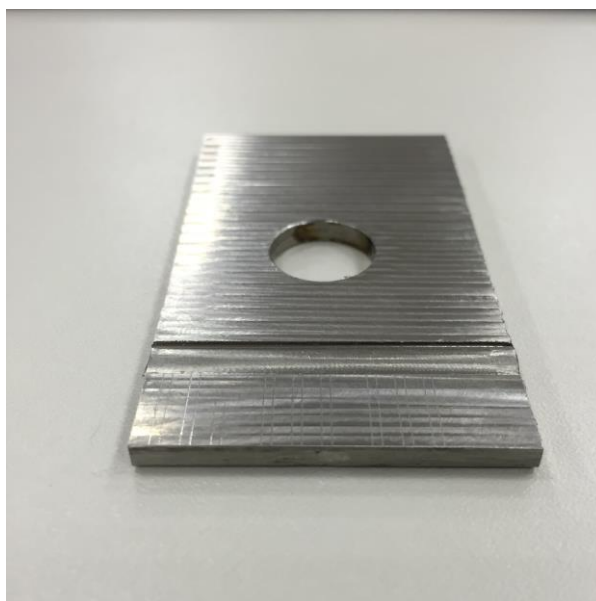
Após a verificação do programa, foi realizada a troca de ferramentas no eixo-árvore, posicionando a fresa de 0,2 mm de diâmetro para o início da usinagem. Também foram posicionadas as mangueiras para utilização do sistema MQL nas operações de corte.

O tempo decorrido no processo foi de aproximadamente 10 minutos, como previsto na simulação. A Figura 4.16 mostra a ferramenta e a peça-teste logo após a usinagem.



*Figura 4.16: Ferramenta e peça-teste após usinagem. Fonte: autoria própria.*

Em seguida, a peça-teste foi retirada da morsa de precisão, sendo utilizado ar comprimido para sua limpeza. A Figura 4.17 mostra o resultado final após a microusinagem de canais na peça-teste.



*Figura 4.17: Peça-teste após usinagem dos microcanais. Fonte: autoria própria.*

Após a finalização das operações de usinagem na peça-teste foi realizada uma nova medição de comprimento e raio, no sistema de medição laser. A Figura 4.18 mostra o resultado obtido. A fresa não teve seu raio alterado nessa medição após o processo, ficando o valor dentro da margem de erro do sistema BLUM LaserControl NT.

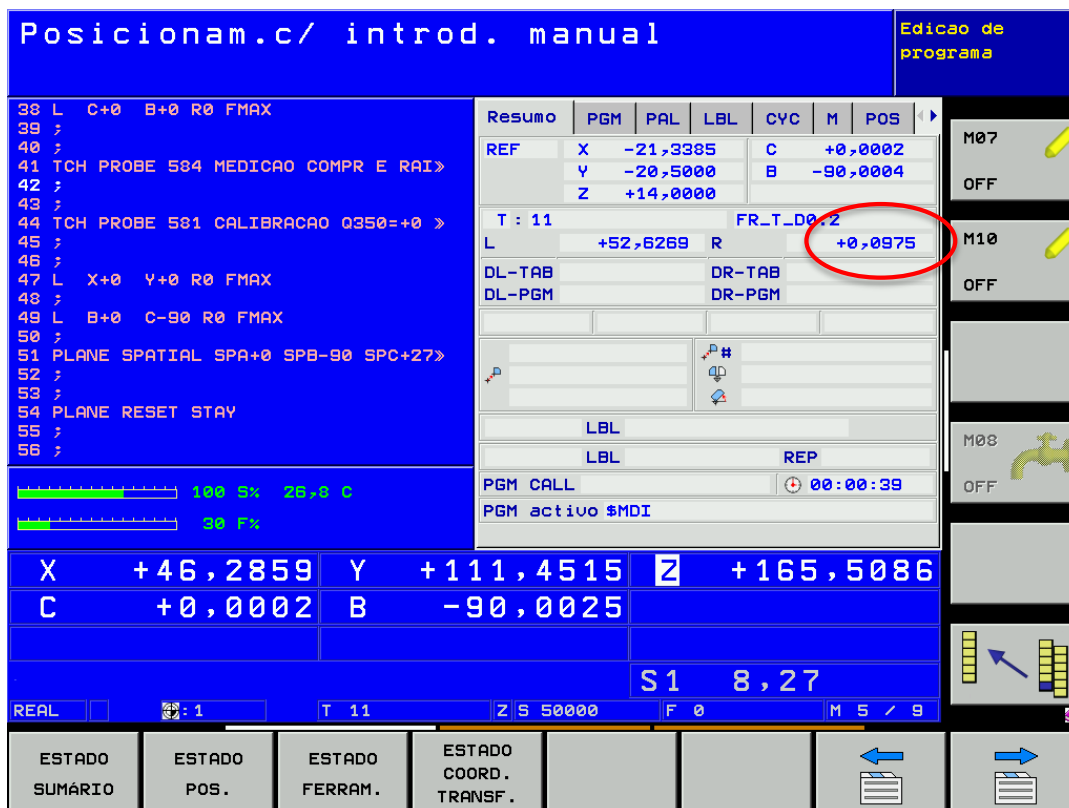
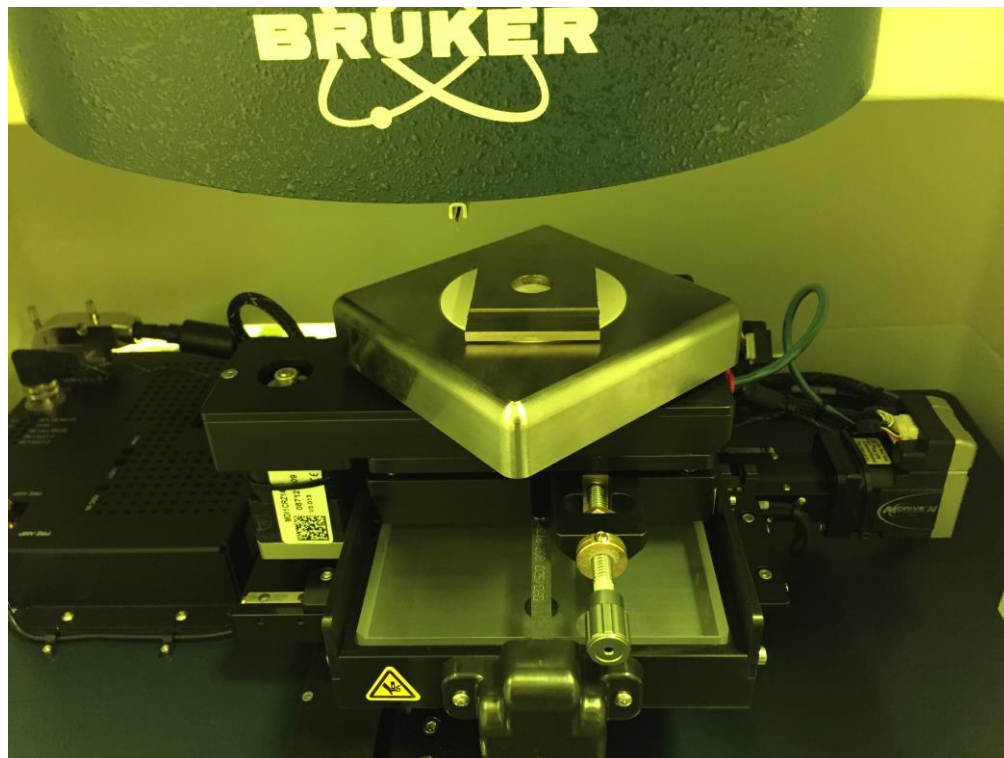


Figura 4.18: Tela do comando iTNC 530 com o valor obtido para o raio da fresa de 0,2 mm de diâmetro após a usinagem. Fonte: autoria própria.

Na sequência, a peça-teste foi posicionada no perfilômetro para que fossem efetuadas as medições de rugosidade, conforme mostrado na Figura 4.19.



*Figura 4.19: Peça-teste posicionada no perfilômetro para medição da rugosidade superficial dos microcanais. Fonte: autoria própria.*

Inicialmente foram realizadas algumas medições na superfície da peça-teste para que fosse realizado um ajuste fino no posicionamento da mesma, garantindo o paralelismo da mesma em relação ao plano  $xy$  do perfilômetro.

Para cada um dos canais foi realizada a medição de rugosidade superficial, conforme descrito no Planejamento dos Experimentos. As Figuras 4.20 e 4.21 mostram a tela de saída do software Vision64 Operation and Analysis Software para os canais 1 e 2, respectivamente.

Os valores numéricos para cada um dos parâmetros escolhidos (rugosidade média e rugosidade máxima) são mostrados na parte superior da tela, à direita, conforme destacado na Figura 4.20.

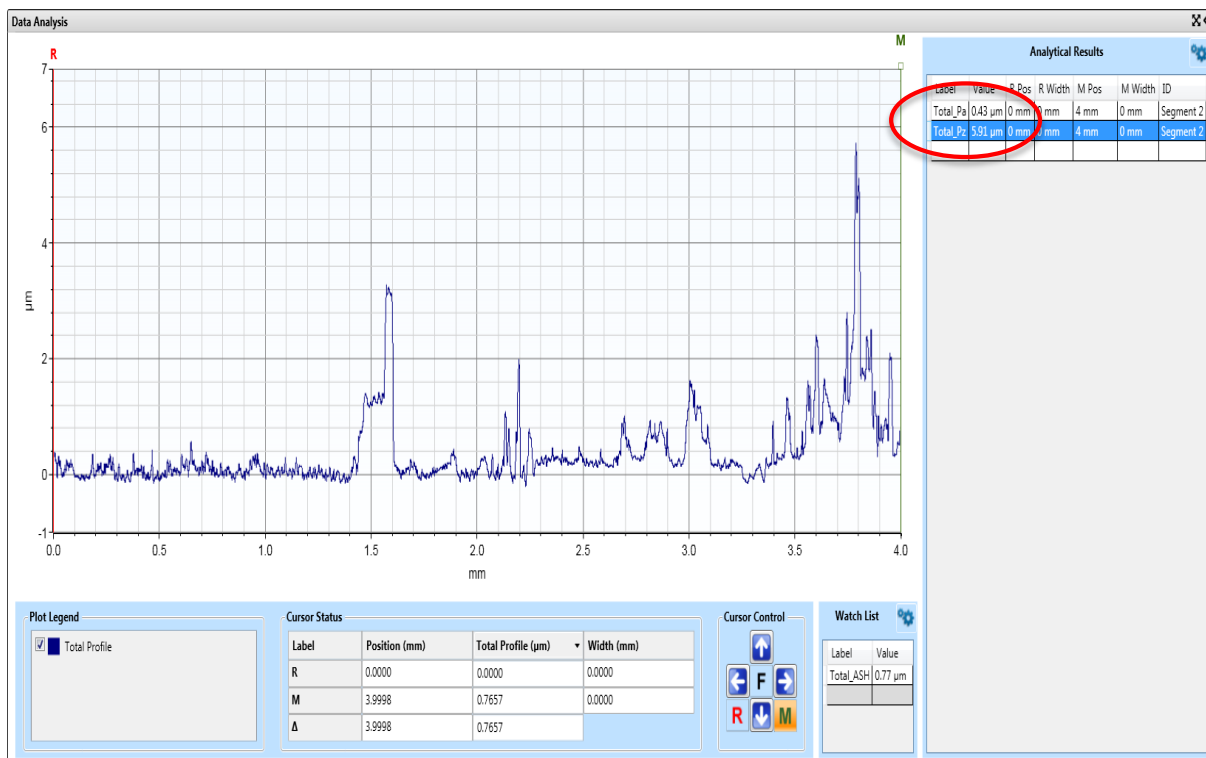


Figura 4.20: Medição de rugosidade superficial para o canal 1. Fonte: autoria própria.

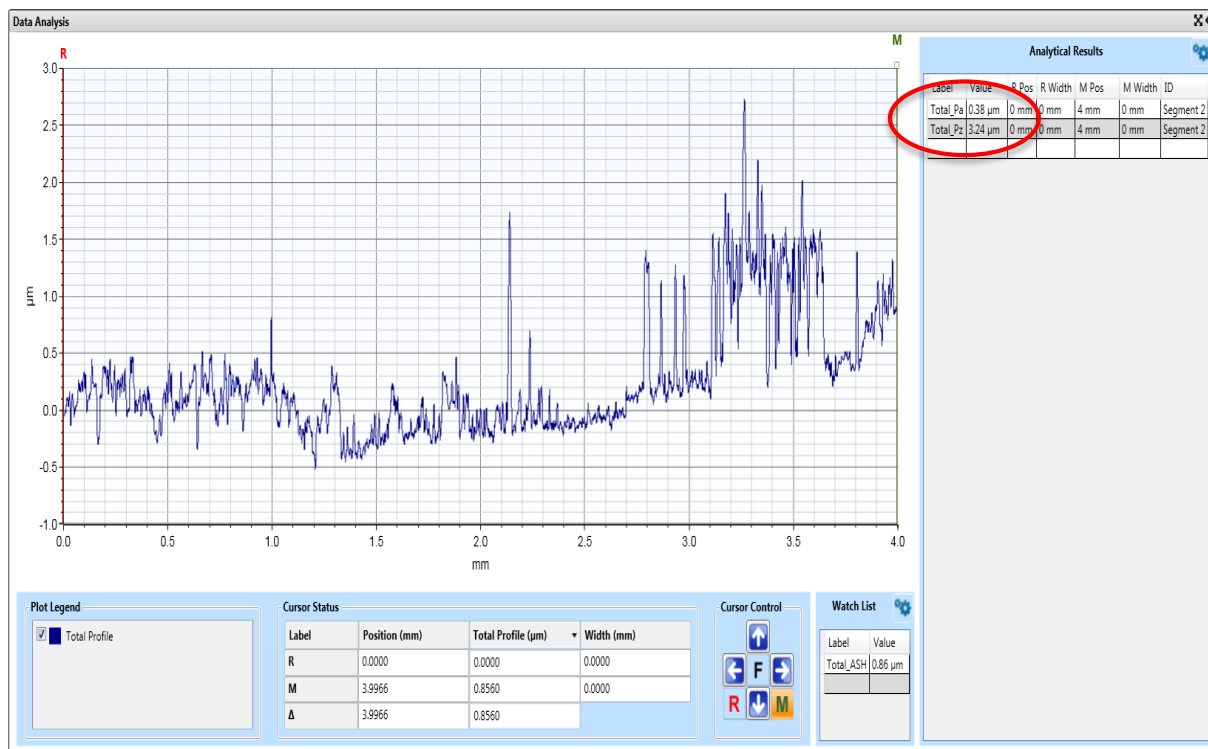


Figura 4.21: Medição de rugosidade superficial para o canal 2. Fonte: autoria própria.

A Tabela 4.7 apresenta os dados obtidos com a medição de rugosidade média para cada um dos canais.

*Tabela 4.7: Valores de Rugosidade Média ( $R_a$ ) medidos nos microcanais. Fonte: autoria própria.*

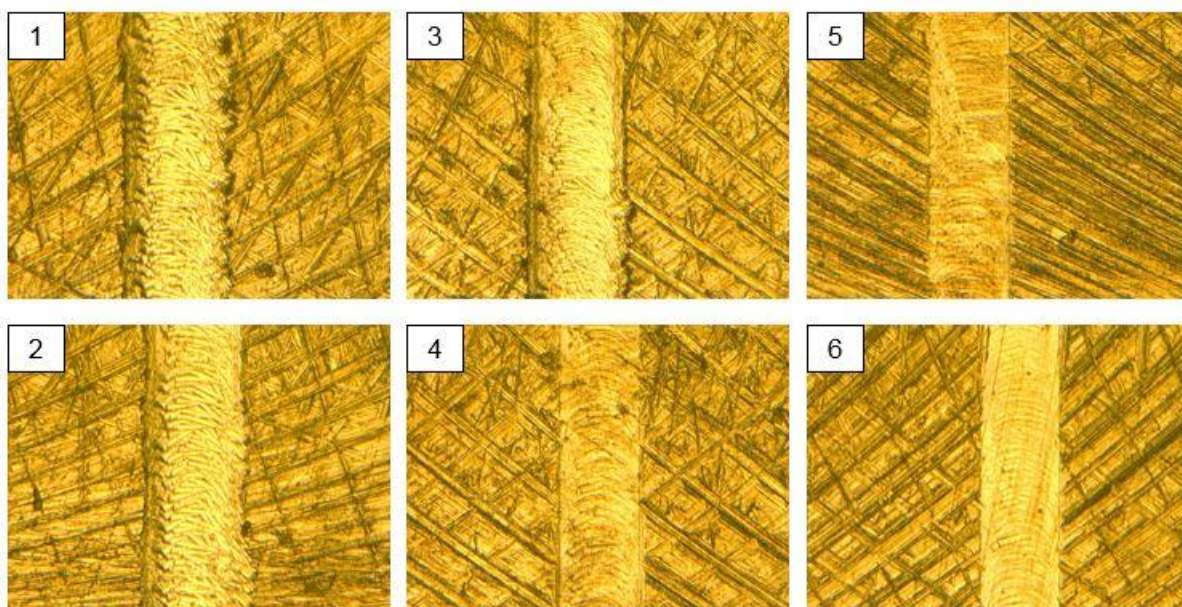
<b>Identificação dos canais</b>	<b>Profundidade de corte (<math>a_p</math>) (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	<b>Avanço por dente (<math>\mu\text{m}/\text{dente}</math>)</b>	<b>Rugosidade Média (<math>R_a</math>) (<math>\mu\text{m}</math>)</b>
canal 1	2	2	0,43
canal 2	2	2	0,38
canal 3	2	1,5	0,12
canal 4	2	1,5	0,11
canal 5	2	1	0,16
canal 6	2	1	0,23
canal 7	4	2	0,17
canal 8	4	2	0,13
canal 9	4	1,5	0,25
canal 10	4	1,5	0,25
canal 11	4	1	0,16
canal 12	4	1	0,09
canal 13	6	2	0,20
canal 14	6	2	0,33
canal 15	6	1,5	0,49
canal 16	6	1,5	0,46
canal 17	6	1	0,13
canal 18	6	1	0,10

Da mesma forma, os valores medidos para a rugosidade máxima estão apresentados a seguir na Tabela 4.8.

*Tabela 4.8: Valores de Rugosidade Máxima ( $R_z$ ) medidos nos microcanais. Fonte: autoria própria.*

<b>Identificação dos canais</b>	<b>Profundidade de corte (<math>a_p</math>) (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	<b>Avanço por dente (<math>\mu\text{m}/\text{dente}</math>)</b>	<b>Rugosidade Média (<math>R_z</math>) (<math>\mu\text{m}</math>)</b>
canal 1	2	2	5,91
canal 2	2	2	3,24
canal 3	2	1,5	2,32
canal 4	2	1,5	1,32
canal 5	2	1	1,43
canal 6	2	1	2,03
canal 7	4	2	1,35
canal 8	4	2	0,93
canal 9	4	1,5	1,18
canal 10	4	1,5	1,59
canal 11	4	1	0,84
canal 12	4	1	1,18
canal 13	6	2	1,43
canal 14	6	2	2,15
canal 15	6	1,5	4,40
canal 16	6	1,5	5,29
canal 17	6	1	1,06
canal 18	6	1	0,96

Após as medições de rugosidade, os canais foram observados no Microscópio Digital VHX – KEYENCE (Modelo VH-Z 50L). A Figura 4.22 apresenta os microcanais de 1 a 6, cuja profundidade de corte é de 2  $\mu\text{m}$ . É possível notar a formação de rebarbas maiores para o maior avanço (canais 1 e 2). O corte dos canais com menor avanço (canais 5 e 6) aparenta ter um acabamento melhor, observando-se o aspecto do fundo dos canais.



*Figura 4.22: Imagens dos canais 1 ao 6 em microscópio digital (profundidade de corte 2  $\mu\text{m}$ ).  
Fonte: autoria própria.*

Nas imagens dos microcanais de 7 a 12, com profundidade de corte de 4  $\mu\text{m}$  (Figura 4.23), é possível visualizar mais claramente a diferença na formação de rebarbas entre os diferentes avanços, sendo essas rebarbas maiores para o maior avanço (canais 7 e 8). O aspecto visual no fundo dos canais também aponta para uma diferença de acabamento entre os diferentes avanços.



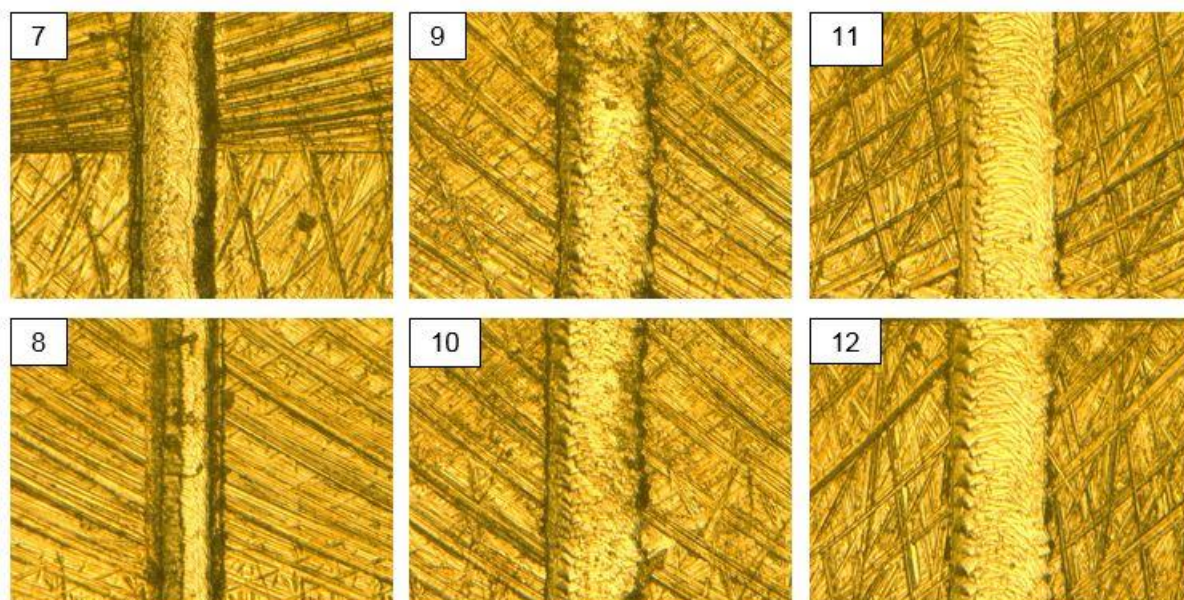


Figura 4.23: Imagens dos canais 7 ao 12 em microscópio digital (profundidade de corte 4  $\mu\text{m}$ ). Fonte: autoria própria.

Para os microcanais de profundidade 6  $\mu\text{m}$  (Figura 4.24), o aspecto das rebarbas nas imagens feitas no microscópio é bastante semelhante para todos os canais. As imagens, porém, dificultam a identificação do acabamento no fundo do canal, para efeito de comparação visual.

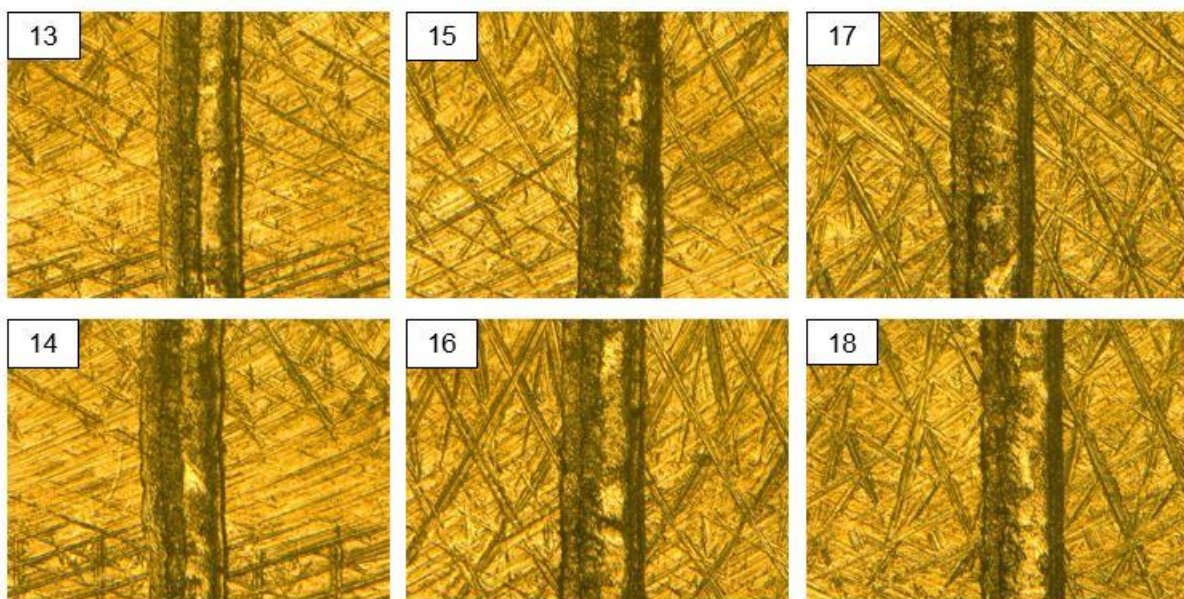


Figura 4.24: Imagens dos canais 13 ao 18 em microscópio digital (profundidade de corte 6  $\mu\text{m}$ ). Fonte: autoria própria.

A análise dos dados por meio da Análise de Variância (ANOVA), conforme descrito anteriormente, será apresentada no Capítulo 5.

## 5 Análise e Discussão dos Resultados

Conforme apresentado anteriormente no Planejamento dos experimentos, foram adotados três níveis para cada um dos fatores analisados. Para o fator A (profundidade de corte) foram adotados os níveis de 2  $\mu\text{m}$ , 4  $\mu\text{m}$  e 6  $\mu\text{m}$ . Para o fator B (avanço por dente), os três níveis adotados foram 1,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$ , 1,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e 2,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$ . Para cada uma das combinações foram realizadas 2 réplicas, totalizando-se 18 corridas.

Portanto, temos para estes experimentos os valores de  $a = 3$ ,  $b = 3$  e  $n = 2$ . Foi adotado um nível de significância de 5 % para a ANOVA ( $\alpha = 0,05$ ).

### 5.1 ANOVA para a Rugosidade Média ( $R_a$ )

Primeiramente foi feita a análise de variância para as observações relativas à rugosidade média ( $R_a$ ). A Tabela 5.1 mostra o arranjo dos dados conforme modelo apresentado na Tabela 2.1, mostrando os valores de cada uma das observações e também somas parciais.

*Tabela 5.1: Arranjo dos Dados para Rugosidade Média ( $R_a$ ). Fonte: autoria própria.*

		Avanço por dente (Fator B)			Totais
		1,0	1,5	2,0	
Prof. de corte (Fator A)	2,0	0,16	0,12	0,43	1,43
	4,0	0,23	0,11	0,38	1,05
	6,0	0,16	0,25	0,17	1,05
		0,09	0,25	0,13	
		0,13	0,49	0,20	1,71
		0,10	0,46	0,33	
Totais		0,87	1,68	1,64	4,19

A partir destes dados foram realizados os cálculos da análise de variância, sendo o resultado apresentado na Tabela 5.2.

*Tabela 5.2: ANOVA para a Rugosidade Média ( $R_a$ ). Fonte: autoria própria.*

<b>Fonte de Variação</b>	<b>Soma dos Quadrados</b>	<b>Graus de Liberdade</b>	<b>Média Quadrática</b>	$f_0$	<b>Valor P</b>
Prof. de corte (Fator A)	0,03658	2	0,01829	10,05	0,005061
Avanço por dente (Fator B)	0,06948	2	0,03474	19,09	0,000575
Interação	0,16855	4	0,04214	23,15	9,27E-05
Erro	0,01635	9	0,00182		
Total	0,29096	17			

Para os fatores principais A e B, os valores calculados de  $f_0$  são maiores do que  $f_{0,05;2;9} = 4,26$ , mostrando que ambos os fatores principais tem influência na rugosidade média.

Para a interação AB,  $f_0 > f_{0,05;4;9} = 3,63$ , indicando que também a interação entre os fatores tem influência na rugosidade média para os níveis adotados nos experimentos.

O valor P calculado para cada um dos fatores e para a interação também são inferiores a 0,05 (5%), indicando que as hipóteses nulas devem ser rejeitadas para o nível de significância adotado.

A Tabela 5.3 apresenta os resultados dos testes acerca das hipóteses formuladas.

*Tabela 5.3: Resultado dos testes de hipótese para a rugosidade média ( $R_a$ ). Fonte: autoria própria.*

Hipótese	Resultado
1 $H_0 : \tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_a = 0$ (nenhum efeito principal do fator A: profundidade de corte)  $H_1 : \text{no mínimo um } \tau_i \neq 0$	$H_0$ rejeitada
2 $H_0 : \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_b = 0$ (nenhum efeito principal do fator B: avanço por dente)  $H_1 : \text{no mínimo um } \beta_j \neq 0$	$H_0$ rejeitada
3 $H_0 : (\tau\beta)_{11} = (\tau\beta)_{12} = \dots = (\tau\beta)_{ab} = 0$ (nenhum efeito da interação)  $H_1 : \text{no mínimo um } (\tau\beta)_{ij} \neq 0$	$H_0$ rejeitada

Conclui-se que para os valores testados, ambos os fatores, bem como a interação entre eles, possuem influência nos valores medidos para a rugosidade superficial média ( $R_a$ ) no fundo dos canais microusinados.

A Figura 5.1 apresenta o gráfico das médias dos valores de rugosidade média medidos contra a profundidade de corte, para cada uma das combinações. Fica evidente a interação entre os fatores devido ao cruzamento das linhas com o mesmo valor de avanço por dente (para casos sem qualquer tipo de interação, é comum que as linhas apresentem paralelismo e comportamento semelhante) [58].

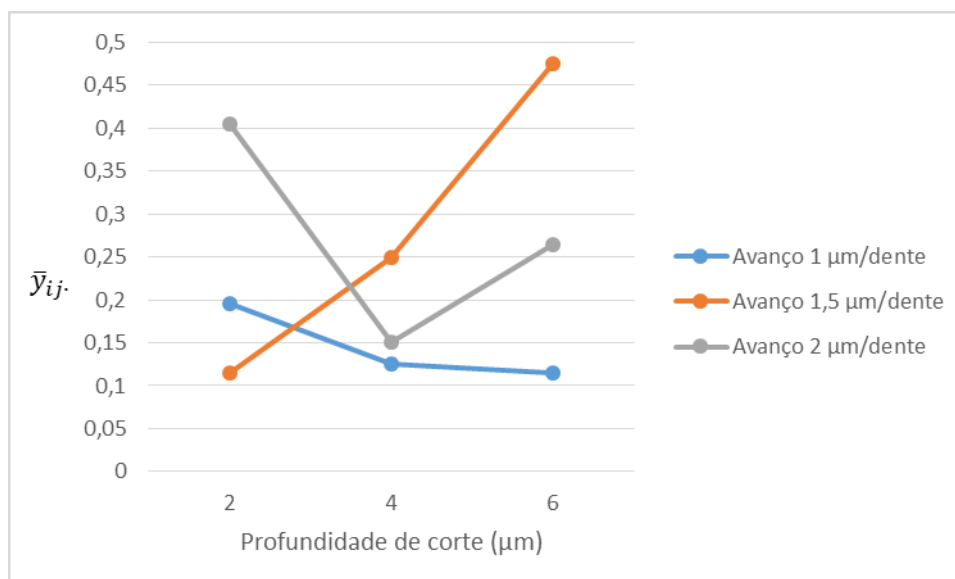


Figura 5.1: Gráfico da rugosidade média ( $R_a$ ) x profundidade de corte. Fonte: autoria própria.

A análise do gráfico mostra que para o avanço por dente de 1,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$  obteve os melhores resultados (menor rugosidade média), embora a combinação de avanço por dente de 1,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e profundidade de corte igual a 2  $\mu\text{m}$  também tenha apresentado um resultado na mesma faixa de valor.

### 5.1.1 Verificação da adequação do modelo para a rugosidade média ( $R_a$ )

Os resíduos de um planejamento fatorial possuem grande importância na verificação da adequação do modelo proposto.

Para calcular os resíduos num planejamento fatorial com dois fatores, é utilizada a fórmula

$$e_{ijk} = y_{ijk} - \bar{y}_{ij}.$$

ou seja, o resíduo é a diferença entre o valor da observação e a média das observações das réplicas para uma mesma combinação de níveis [58].

Os valores calculados para os resíduos na ANOVA para a rugosidade média ( $R_a$ ) são apresentados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4: Valores dos resíduos para a rugosidade média ( $R_a$ ). Fonte: autoria própria.

		Avanço por dente (Fator B)		
		1,0	1,5	2,0
<b>Prof. de corte</b>	<b>2,0</b>	-0,035	0,005	0,025
<b>(Fator A)</b>		0,035	-0,005	-0,025
	<b>4,0</b>	0,035	0	0,020
		-0,035	0	-0,020
	<b>6,0</b>	0,015	0,015	-0,065
		-0,015	-0,015	0,065

A análise dos resíduos permite identificar, por exemplo, a violação de suposições que podem invalidar os resultados estatísticos obtidos, como a suposição da distribuição normal dos dados coletados, que deve ser confirmada.

Para a análise desses resíduos, são apresentados a seguir gráficos residuais gerados no software estatístico *Minitab 17*.

A Figura 5.2 apresenta o gráfico de probabilidade normal dos resíduos, apontando que os dados utilizados seguem uma distribuição normal.

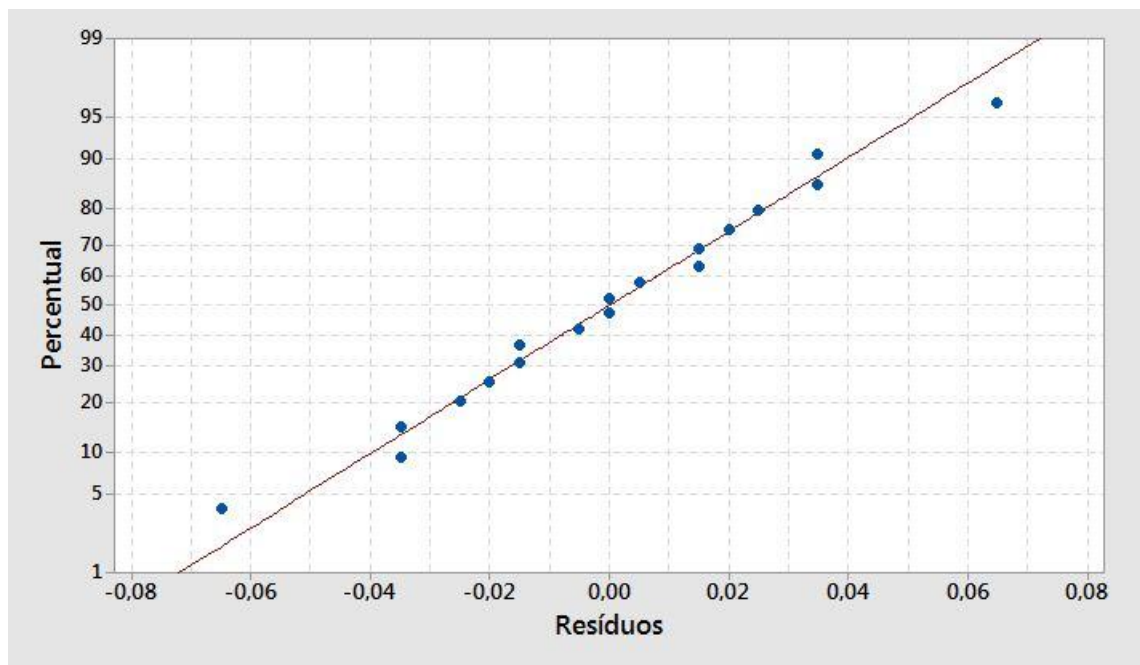


Figura 5.2: Gráfico de probabilidade normal dos resíduos para a rugosidade média ( $R_a$ ).  
Fonte: autoria própria.

Também deve ser analisada a suposição de igualdade entre as variâncias em cada nível dos fatores. Para isso, os resíduos são plotados contra cada um dos fatores utilizados.

A Figura 5.3 apresenta o gráfico dos resíduos contra a profundidade de corte. Observa-se um comportamento semelhante para a variabilidade das respostas nos três níveis desse fator, sendo um pouco maior para o nível mais alto ( $6 \mu\text{m}$ ).





Figura 5.3: Gráfico dos resíduos x profundidade de corte para  $R_a$ . Fonte: autoria própria.

Já o gráfico dos resíduos contra o avanço por dente (Figura 5.4) aponta uma certa diferença entre a variabilidade dos dados para cada um dos níveis, sendo a menor variabilidade encontrada no nível intermediário (1,5  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ) e a maior no nível mais alto (2,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ).

Testes subsequentes podem ser realizados para identificar esse comportamento de variabilidade apresentado.

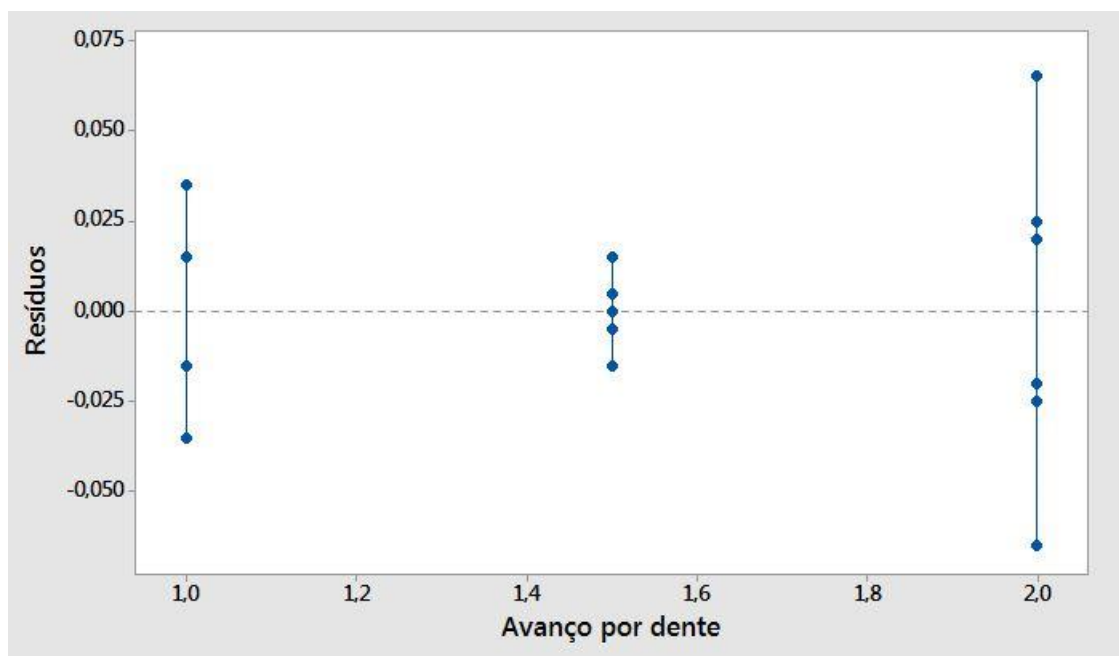


Figura 5.4: Gráfico dos resíduos x avanço por dente para  $R_a$ . Fonte: autoria própria.

O gráfico dos resíduos contra os valores ajustados é mostrado na Figura 5.5. O valor ajustado representa a estimativa da resposta média quando o  $i$ -ésimo tratamento é corrido no  $j$ -ésimo bloco. A variabilidade dos resíduos não deve depender do valor ajustado [58].

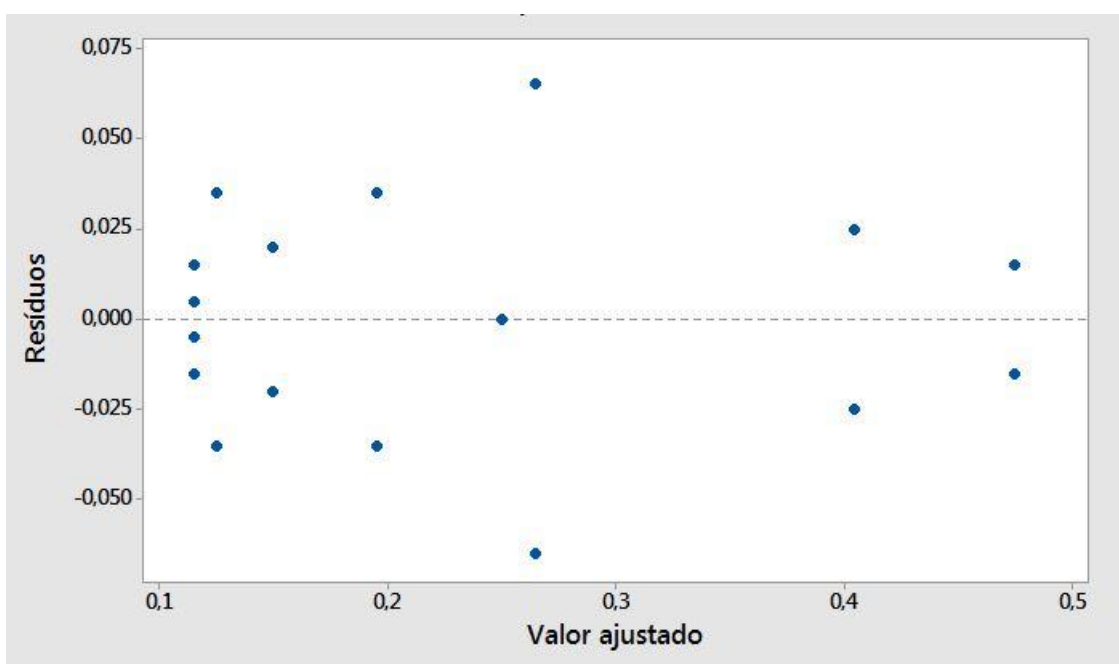


Figura 5.5: Gráfico dos resíduos x valores ajustados para  $R_a$ . Fonte: autoria própria.

A dispersão dos pontos plotados não aponta nenhum comportamento anormal.

## 5.2 ANOVA para a Rugosidade Máxima ( $R_z$ )

A Tabela 5.5 apresenta o arranjo dos dados para a rugosidade máxima.

*Tabela 5.5: Arranjo dos Dados para Rugosidade Máxima ( $R_z$ ). Fonte: autoria própria.*

		Avanço por dente (Fator B)			Totais
		1,0	1,5	2,0	
Prof. de corte (Fator A)	2,0	1,43	2,32	5,91	16,25
	4,0	0,84	1,18	1,35	7,07
	6,0	1,06	4,40	1,43	15,29
	Totais	7,50	16,10	15,01	38,61

O resultado da análise de variância para a rugosidade máxima é mostrado na Tabela 5.6.

Tabela 5.6: ANOVA para a Rugosidade Máxima ( $R_z$ ). Fonte: autoria própria.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Média Quadrática	$f_0$	Valor P
Prof. de corte (Fator A)	8,4868	2	4,2434	7,44	0,012397
Avanço por dente (Fator B)	7,30823	2	3,65411	6,40	0,018628
Interação	19,73067	4	4,93267	8,64	0,003777
Erro	5,13475	9	0,57053		
Total	40,66045	17			

Assim como na ANOVA realizada anteriormente, os valores calculados de  $f_0$  para os fatores principais A e B são maiores do que  $f_{0,05;2;9} = 4,26$ , mostrando que ambos os fatores principais tem influência na rugosidade máxima ( $R_z$ ).

Para a interação,  $f_0 > f_{0,05;4;9} = 3,63$ , apontando que a interação dos fatores tem influência na rugosidade máxima para os níveis adotados.

Da mesma forma que os resultados obtidos para a ANOVA em relação à rugosidade média, o valor P calculado para os fatores e para a interação em relação à rugosidade máxima são menores que 0,05, indicando que as hipóteses nulas devem ser rejeitadas para o nível de significância de 5%.

A Tabela 5.7 apresenta os resultados dos testes de hipótese.

Tabela 5.7: Resultado dos testes de hipótese para a rugosidade máxima ( $R_z$ ). Fonte: autoria própria.

Hipótese	Resultado
1 $H_0 : \tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_a = 0$ (nenhum efeito principal do fator A: profundidade de corte)  $H_1 : \text{no mínimo um } \tau_i \neq 0$	$H_0$ rejeitada
2 $H_0 : \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_b = 0$ (nenhum efeito principal do fator B: avanço por dente)  $H_1 : \text{no mínimo um } \beta_j \neq 0$	$H_0$ rejeitada
3 $H_0 : (\tau\beta)_{11} = (\tau\beta)_{12} = \dots = (\tau\beta)_{ab} = 0$ (nenhum efeito da interação)  $H_1 : \text{no mínimo um } (\tau\beta)_{ij} \neq 0$	$H_0$ rejeitada

Assim como para a rugosidade média, a análise de variância permite concluir que ambos os fatores e a interação entre eles influenciam a rugosidade máxima para os valores utilizados, com nível de 5% de significância.

A Figura 5.6 apresenta o gráfico das médias de rugosidade máxima contra a profundidade de corte. O avanço de 1,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$  apresentou os melhores resultados (menor rugosidade máxima).

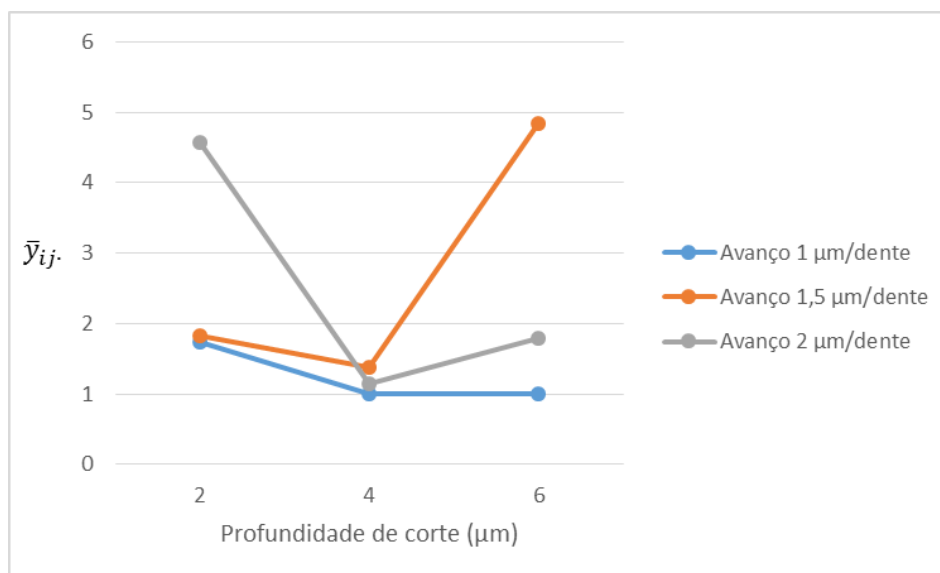


Figura 5.6: Gráfico da rugosidade máxima ( $R_z$ ) x profundidade de corte. Fonte: autoria própria.

### 5.2.1 Verificação de adequação do modelo para a rugosidade máxima ( $R_z$ )

Os valores calculados para os resíduos na ANOVA para a rugosidade máxima ( $R_z$ ) são apresentados na Tabela 5.8.

Tabela 5.8: Valores dos resíduos para a rugosidade máxima ( $R_z$ ). Fonte: autoria própria.

		Avanço por dente (Fator B)		
		1,0	1,5	2,0
Prof. de corte (Fator A)	2,0	-0,300	0,500	1,335
	4,0	0,300	-0,500	-1,335
	6,0	-0,170	-0,205	0,210
		0,170	0,205	-0,210
		0,050	-0,445	-0,360
		-0,050	0,445	0,360

Assim como realizada anteriormente para a rugosidade média, a análise dos resíduos permite identificar possíveis problemas com os dados coletados e garantir a validade dos resultados obtidos.

A Figura 5.7 apresenta o gráfico de probabilidade normal dos resíduos para a rugosidade máxima. Este gráfico também não mostra evidências significativas de que os dados utilizados na análise não tenham uma distribuição normal, apenas a existência de um ponto mais afastado que pode ser um *outlier*.

Segundo Montgomery e Runger [58], um *outlier* é uma observação em uma amostra que está longe do corpo principal dos dados, dando origem à questão se esta observação não pertenceria à uma outra população. A existência de outros fatores que podem contribuir para essa variabilidade também poderia explicar esse tipo de comportamento.

Outra explicação para a diferença observada nessa medição específica pode ser atribuída à forma de obtenção do valor da rugosidade máxima. Como esse valor consiste na amplitude entre o ponto mais alto e o mais baixo no perfil medido, é possível a existência de material aderido ao fundo do canal, levando à tal discrepância de valores.

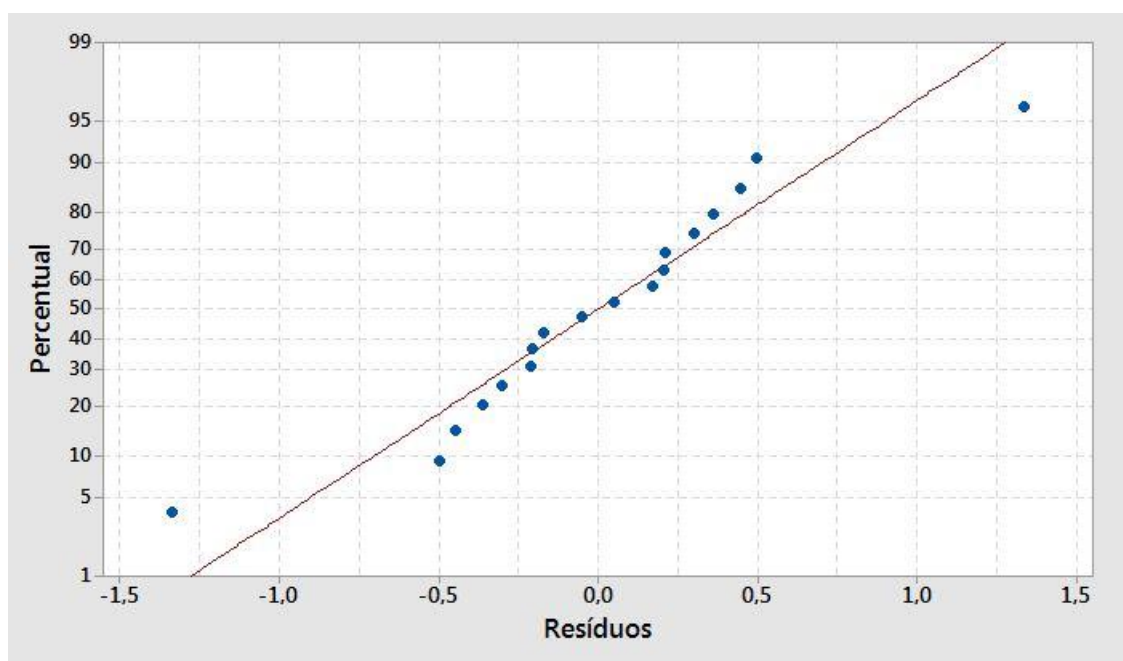


Figura 5.7: Gráfico de probabilidade normal dos resíduos para a rugosidade máxima ( $R_z$ ).  
Fonte: autoria própria.

A Figura 5.8 apresenta o gráfico dos resíduos contra a profundidade de corte para a rugosidade máxima. Para o nível mais baixo desse fator temos uma variabilidade maior do que para os outros níveis, porém, devido à contribuição do *outlier* indicado anteriormente.

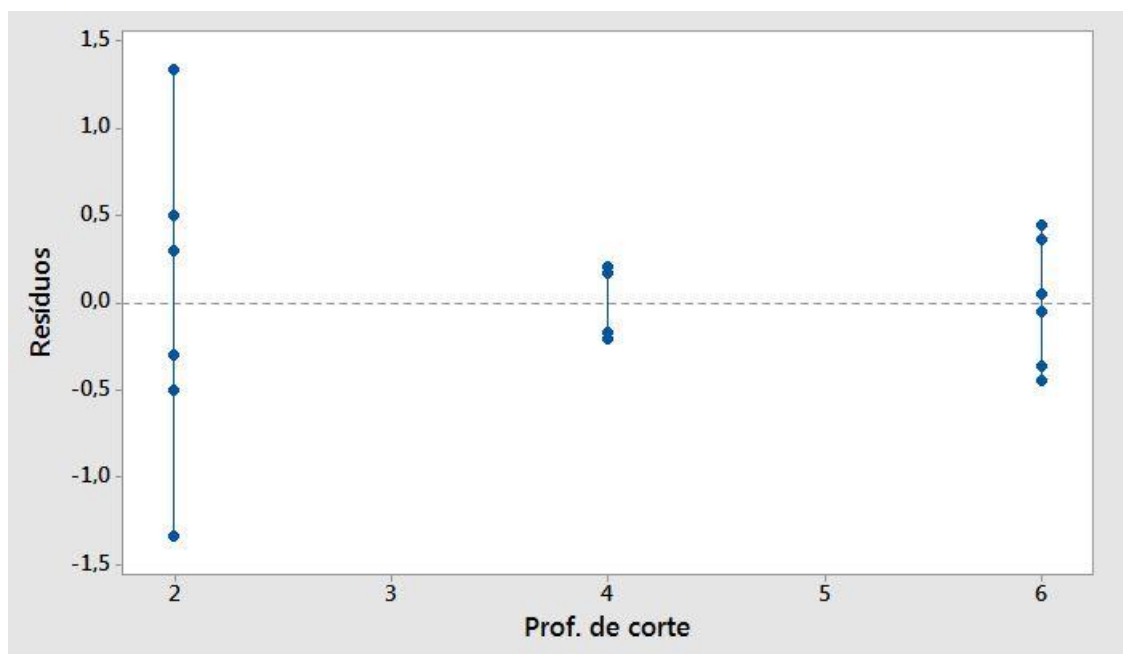


Figura 5.8: Gráfico dos resíduos x profundidade de corte para  $R_z$ . Fonte: autoria própria.

Na Figura 5.9 temos o gráfico dos resíduos contra o avanço por dente. É possível considerar uma variabilidade semelhante para todos os níveis desse fator, quando não levamos em consideração a contribuição do *outlier* no nível mais alto.



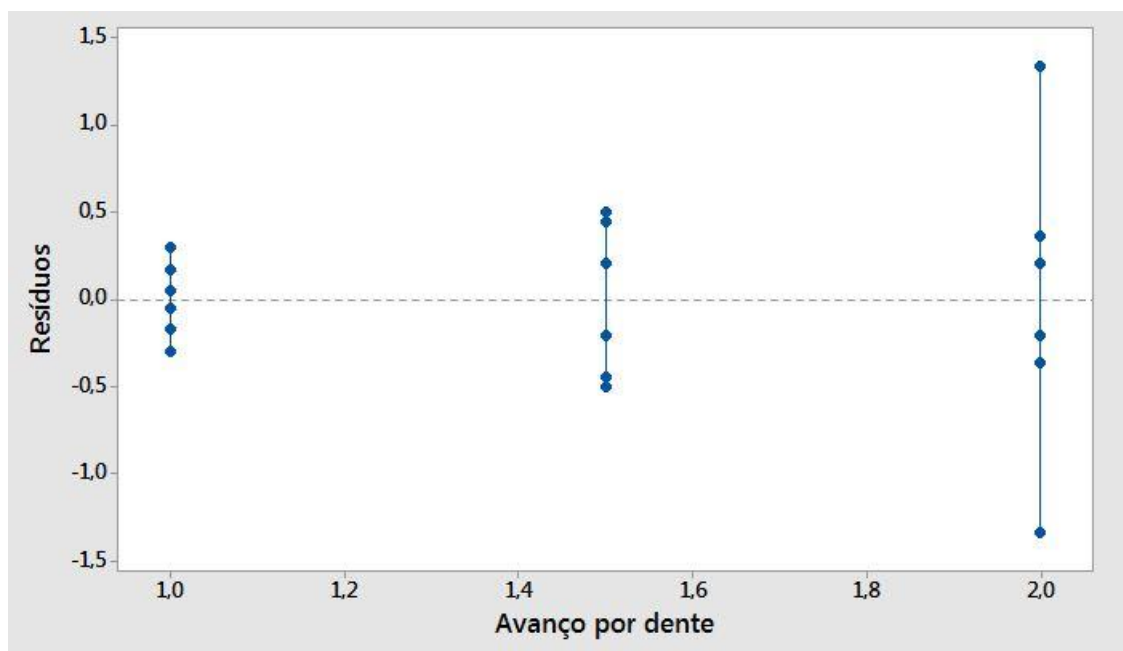


Figura 5.9: Gráfico dos resíduos x avanço por dente para  $R_z$ . Fonte: autoria própria.

O gráfico dos resíduos contra o valor ajustado, apresentado na Figura 5.10, também mostra que a variabilidade dos resíduos não apresenta diferenças significativas em relação aos valores ajustados, a não ser para o *outlier* que apresenta uma variabilidade muito acima dos demais pontos.

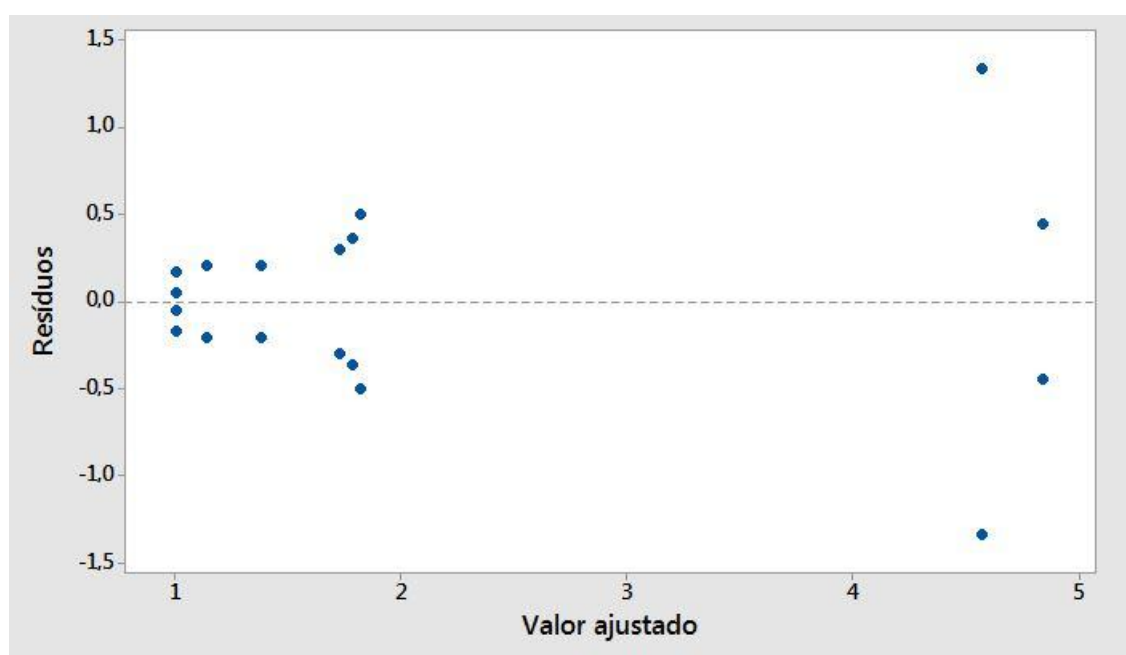


Figura 5.10: Gráfico dos resíduos x valores ajustados para  $R_z$ . Fonte: autoria própria.

### 5.3 Aplicação dos resultados no planejamento do processo

Os experimentos realizados neste trabalho apresentaram diversas combinações de valores para os parâmetros de corte avaliados (avanço por dente e profundidade de corte). Os resultados das medições de rugosidade superficial mostraram que é possível melhorar os resultados de acabamento superficial com a combinação adequada desses parâmetros de corte.

A utilização do menor nível adotado para a profundidade de corte apresentou um melhor resultado em relação à formação de rebarbas superiores no microfresamento dos canais, conforme observado nas imagens obtidas no microscópio digital (Figuras 4.22 à 4.24).

No entanto, a utilização de valores muito pequenos pode levar ao efeito de *ploughing*, sendo necessário estabelecer qual o menor valor onde o efeito não ocorra, de acordo com as características da ferramenta utilizada.

O resultado da análise de variância mostrou que os melhores resultados, tanto para a rugosidade média ( $R_a$ ) como para a rugosidade máxima ( $R_z$ ), foram obtidos para o menor nível escolhido do avanço por dente (1,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ).

Portanto, é indicada a utilização de valores menores para o avanço por dente para a obtenção de menor rugosidade superficial no microfresamento de canais no aço inoxidável. No entanto, a utilização de valores menores aumentará o tempo de processo.

Neste caso, o tempo de processo e a qualidade superficial são *trade-offs*, onde os melhores resultados para um deles acaba por prejudicar o outro.

A escolha do valor mais indicado para o avanço por dente deve estar atrelada aos requisitos da peça ou produto que será usinado. É importante conhecer as características exigidas deste produto e as funções que este irá desempenhar durante sua utilização para que seja escolhida a estratégia correta no planejamento do processo.

## 6 Conclusão

Este trabalho teve como objetivos o estudo do microfresamento, revisando artigos que compõe o estado da arte na área de microusinagem. A revisão da literatura apresentada aborda fatores importantes para o processo de microfresamento, a importância dos parâmetros de corte no processo, a qualidade superficial da microusinagem, entre outros tópicos.

Os artigos científicos consultados permitiram o entendimento de características importantes inerentes ao processo estudado, sendo utilizados como base para análise dos resultados dos experimentos realizados.

A parte experimental do estudo teve como foco a verificação do impacto de alguns parâmetros de corte no acabamento superficial após a realização de ensaios de microusinagem.

Foi estudada a influência dos parâmetros de corte (profundidade de corte e avanço por dente) na rugosidade superficial em microcanais fresados em aço inoxidável (AISI 316).

As análises de variância realizadas mostraram que cada um desses fatores influencia significativamente a rugosidade superficial, para os valores adotados. A interação entre os dois fatores também se mostrou significativamente influente, tanto na análise para a rugosidade média como também para a rugosidade máxima.

A análise dos resultados também apontou para um melhor resultado superficial (menor rugosidade superficial média e máxima) para o menor valor de avanço por dente utilizado (1,0  $\mu\text{m}/\text{dente}$ ).

Os resultados obtidos demonstram a importância desses parâmetros de corte no processo de microfresamento, sendo importante a escolha dos valores adequados para que sejam obtidas peças de boa qualidade.

O fato da interação entre os dois parâmetros de corte escolhidos (avanço por dente e profundidade de corte) ter se mostrado influente na rugosidade superficial indica que é necessário realizar estudos semelhantes para a determinação dos valores adequados no microfresamento. A análise de apenas um parâmetro por vez pode ignorar o efeito combinado deles, levando à utilização de valores que não otimizam os resultados do processo.

O planejamento do processo de microfresamento deve levar em conta os requisitos de rugosidade superficial exigidos para definir os valores de avanço por dente.

## **6.1 Sugestões para Trabalhos Futuros**

Os seguintes tópicos são sugeridos para investigações e trabalhos futuros:

- Influência do avanço por dente e da profundidade de corte na rugosidade superficial para outros materiais;
- Influência de outros parâmetros de corte na rugosidade superficial para o aço inoxidável (AISI 316);
- Repetição dos experimentos apresentados neste trabalho com valores diferentes para os parâmetros de corte estudados;
- Influência do desgaste da ferramenta na rugosidade superficial no microfresamento de canais.

## 7 Referências

- [1] D. DORNFELD, S. MIN e Y. TAKEUCHI, "Recent advances in mechanical micromachining.," *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 55, nº 2, pp. 745-768, 2006.
- [2] G. BISSACCO, H. N. HANSEN e L. DE CHIFFRE, "Micromilling of hardened tool steel for mould making applications.," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 167, nº 2, pp. 201-207, 2005.
- [3] S. MIN, H. SANGERMANN, C. MERTENS e D. DORNFELD, "A study on initial contact detection for precision micro-mold and surface generation of vertical side walls in micromachining.," *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 57, nº 1, pp. 109-112, 2008.
- [4] M. RAHMAN, A. ASAD, M. T., T. SALEH, Y. WONG e S. K. A., "A multiprocess machine tool for compound micromachining.," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 50, nº 4, pp. 344-356, 2010.
- [5] E. B. BROUSSEAU, S. S. DIMOV e D. T. PHAM, "Some recent advances in multi-material micro-and nano-manufacturing.," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 47, nº 1-4, pp. 161-180, 2010.
- [6] J. CHAE, S. S. PARK e T. FREIHET, "Investigation of Micro-Cutting Operations.," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 46, nº 3-4, pp. 313-332, 2006.
- [7] G. KISWANTO, D. L. ZARIATIN e T. J. KO, "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*, 2014.
- [8] Y. QIN, A. BROCKET, Y. MA, A. RAZALI, J. ZHAO, C. HARRISON, W. PAN, X. DAI e D. LOZIAK, "Micro-manufacturing: research, technology outcomes and development issues.," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 47, nº 9-12, pp. 821-837, 2010.
- [9] E. BRINKSMEIER, O. RIEMER e R. STERN, "Machining of precision parts and microstructures.," *Initiatives of Precision Engineering at the Beginning of a Millennium*, pp. 3-11, 2002.

- [10] T. MASUZAWA, "State of the art of micromachining.," *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 49, nº 2, pp. 473-488, 2000.
- [11] M. TAKACS, B. VERÖ e I. MESZAROS, "Micromilling of metallic materials.," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 138, nº 1, pp. 152-155, 2003.
- [12] M. A. CÂMARA, J. C. RUBIO, A. M. ABRÃO e J. P. DAVIM, "State of the Art on Micromilling of Materials, a Review.," *Journal of Materials Science & Technology*, vol. 28, nº 8, pp. 673-685, 2012.
- [13] J. FLEISCHER, M. DEUCHERT, C. RUHS, C. KÜHLEWEIN, G. HALVADJIYSKY e C. SCHMIDT, "Design and manufacturing of micro milling tools.," *Microsystem Technologies*, vol. 14, nº 9-11, pp. 1771-1775, 2008.
- [14] K. EGASHIRA, H. S., S. TAKEMOTO e Y. MASAO, "Fabrication and cutting performance of cemented tungsten carbide micro-cutting tools.," *Precision Engineering*, vol. 35, nº 4, pp. 547-553, 2011.
- [15] D. BIERMANN, M. STEINER e E. KREBS, "Investigation of Different Hard Coatings for Micromilling of Austenitic Stainless Steel.," *Procedia CIRP*, vol. 7, pp. 246-251, 2013.
- [16] E. UHLMANN, D. OBERSCHMIDT, Y. KUCHE e A. LÖWENSTEIN, "Cutting Edge Preparation of Micro Milling Tools.," *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 349-354, 2014.
- [17] K. M. LI e S. Y. CHOU, "Experimental evaluation of minimum quantity lubrication in near micro-milling.," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, nº 15, pp. 2163-2170, 2010.
- [18] S. A. LAWAL, I. A. CHOUDHURY e Y. NUKMAN, "A critical assessment of lubrication techniques in machining processes: a case for minimum quantity lubrication using vegetable oil-based lubricant.," *Journal of Cleaner Production*, vol. 41, pp. 210-221, 2012.
- [19] K. M. LI e C. P. LIN, "Study on minimum quantity lubrication in micro-grinding.," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 62, nº 1-4, pp. 99-105, 2012.
- [20] K. POPOV, S. DIMOV, D. T. PHAM, R. MINEV, A. ROSOCHOWSKI, L. OLEJNIK e M. RIC HERT, "The effects of material microstructure in micro-milling.,"

*Proceedings of the 2nd International Conference on Multi-Material Micro Manufacture*, pp. 127-130, 2006.

- [21] T. KOMATSU, T. YOSHINO, M. T. e S. TORIZUKA, "Effect of crystal grain size in stainless steel on cutting process in micromilling.," *Procedia CIRP*, vol. 1, pp. 150-155, 2012.
- [22] P. LI, D. ZDEBSKI, H. H. LANGEN, A. M. HOOGSTRATE, J. A. J. OOSTERLING, R. H. MUNNIG SCHMIDT e D. M. ALLEN, "Micromilling of thin ribs with high aspect ratio," *Journal of micromechanics and microengineering*, vol. 20, n° 11, p. 115013, 2010.
- [23] D. FERRARESI, *Fundamentos da usinagem dos metais.*, São Paulo: Edgard Blücher, 1977, p. 751.
- [24] S. JAHANMIR, "Surface Integrity in Ultrahigh Speed Micromachining.," *Procedia Engineering*, vol. 19, pp. 156-161, 2011.
- [25] A. J. MIAN, N. DRIVER e P. T. MATIVENGA, "Identification of factors that dominate size effect in micro-machining.," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 51, n° 5, pp. 383-394, 2011.
- [26] W. WANG, S. H. KWEON e S. H. YANG, "A study on roughness of the micro-end-milled surface produced by a miniaturized machine tool.," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 162, pp. 702-708, 2005.
- [27] D. BIERMANN, A. BASCHIN, E. KREBS e J. SCHLENKER, "Manufacturing of dies from hardened tool steels by 3-axis micromilling," *Production Engineering*, vol. 5, n° 2, pp. 209-217, 2011.
- [28] S. N. B. OLIAEI e Y. KARPAT, "Experimental Investigations on Micro Milling of Stavax Stainless Steel," *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 377-382, 2014.
- [29] S. M. AFAZOV, D. ZDEBSKI, S. M. RATCHEV, J. SEGAL e S. LIU, "Effects of micro-milling conditions on the cutting forces and process stability," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 213, n° 5, pp. 671-684, 2013.
- [30] S. J. ZHANG e S. TO, "The effects of spindle vibration on surface generation in ultra-precision raster milling," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 71, pp. 52-56, 2013.
- [31] C. JI, J. SHI, Y. WANG e Z. LIU, "A numeric investigation of friction behaviors along tool/chip interface in nanometric machining of a single crystal copper

- structure,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 68, n° 1-4, pp. 365-374, 2013.
- [32] Y. KARPAT, “Investigation of the effect of cutting tool edge radius on material separation due to ductile fracture in machining,” *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 51, n° 7, pp. 541-546, 2009.
- [33] X. LAI, H. LI, C. LI, Z. LIN e J. NI, “Modeling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, n° 1, pp. 1-14, 2008.
- [34] G. BISSACCO, H. N. HANSEN e L. DE CHIFFRE, “Size effects on surface generation in micro milling of hardened tool steel,” *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 55, n° 1, pp. 593-596, 2006.
- [35] H. T. YUN, S. HEO, M. K. LEE, B. K. MIN e S. J. LEE, “Ploughing detection in micromilling processes using the cutting force signal,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 51, n° 5, pp. 377-382, 2011.
- [36] A. ARAMCHAROEN e P. T. MATIVENGA, “Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel,” *Precision Engineering*, vol. 33, n° 4, pp. 402-407, 2009.
- [37] E. VÁZQUEZ, A. AMARO, J. CIURANA e C. A. RODRÍGUEZ, “Process planning considerations for micromilling of mould cavities used in ultrasonic moulding technology,” *Precision Engineering*, 2014.
- [38] P. RODRÍGUEZ e J. E. LABARGA, “A new model for the prediction of cutting forces in micro-end-milling operations,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 213, n° 2, pp. 261-268, 2013.
- [39] M. RAHMAN, A. SENTHIL KUMAR e J. R. S. PRAKASH, “Micro milling of pure copper,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 116, n° 1, pp. 39-43, 2001.
- [40] H. ROMANUS, E. FERRARIS, J. BOUQUET, D. REYNAERTS e B. LAUWERS, “Micromilling of Sintered ZrO<sub>2</sub> Ceramic via cBN and Diamond Coated Tools,” *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 371-376, 2014.
- [41] Y. H. JEONG, B. HANYOO, H. U. LEE, B. K. MIN, D. W. CHO e S. J. LEE, “Deburring microfeatures using micro-EDM,” *Journal of materials processing technology*, vol. 209, n° 14, pp. 5399-5406, 2009.



- [42] R. LEKKALA, V. BAJPAI, R. K. SINGH e S. S. JOSHI, "Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling," *Precision Engineering*, vol. 35, nº 4, pp. 625-637, 2011.
- [43] K. SAPTAJI, S. SUBBIAH e J. S. DHUPIA, "Effect of side edge angle and effective rake angle on top burrs in micro-milling," *Precision Engineering*, vol. 36, nº 3, pp. 444-450, 2012.
- [44] M. AZIZ, O. OHNISHI e H. ONIKURA, "Innovative micro hole machining with minimum burr formation by the use of newly developed micro compound tool," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 14, nº 3, pp. 224-232, 2012.
- [45] G. MATHAI e S. MELKOTE, "Effect of process parameters on the rate of abrasive assisted brush deburring of microgrooves," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 57, pp. 46-54, 2012.
- [46] I. S. JAWAHIR, E. BRINKSMIEIER, R. M. SAOUBI, D. K. ASPINWALL, J. C. OUTEIRO, D. MEYER, D. UMBRELLO e A. D. JAYAL, "Surface integrity in material removal processes: Recent advances," *CIRP Annals- Manufacturing Technology*, vol. 60, nº 2, pp. 603-626, 2011.
- [47] ABNT, *NBR ISO 4287: Especificações geométricas de produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros de rugosidade*, 2002.
- [48] M. N. C. C. F. CHENG, W. B. LEE, S. TO e L. B. KONG, "Theoretical and experimental analysis of nano-surface generation in ultra-precision raster milling," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, nº 10, pp. 1090-1102, 2008.
- [49] H. LI, X. LAI, C. LI, J. FENG e J. NI, "Modeling and experimental analysis of the effects of tool wear, minimum chip thickness and micro tool geometry on the surface roughness in micro-end-milling," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 18, nº 2, p. 025006, 2008.
- [50] E. KREBS e P. KERSTING, "Improving the Cutting Conditions in the Five-axis Micromilling of Hardened High-speed Steel by Applying a Suitable Tool Inclination," *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 366-370, 2014.
- [51] U. NATARAJAN, P. R. PERIYANAN e S. H. YANG, "Multiple-response optimization for micro-endmilling process using response surface methodology.,"

- The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 56, nº 1-4, pp. 177-185, 2011.
- [52] X. W. XU e Q. HE, "Striving for a total integration of CAD, CAPP, CAM and CNC," *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 20, nº 2, pp. 101-109, 2004.
- [53] Y. ALTINTAS, P. KERSTING, D. BIERMANN, E. BUDAK, B. DENKENA e I. LAZOGLU, "Virtual process systems for part machining operations.," *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 63, nº 2, pp. 585-605, 2014.
- [54] K. POPOV e P. PETKOV, "Layer based micro-machining - New approach for tool-path generation," *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, vol. 4, nº 4, pp. 370-375, 2011.
- [55] A. VIJAYARAGHAVAN, A. SODEMANN, A. HOOVER, J. R. MAYOR e D. DORNFELD, "Trajectory generation in high-speed, high-precision micromilling using subdivision curves," *International of Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 50, nº 4, pp. 394-403, 2010.
- [56] A. YUEN, K. ZHANG e Y. ALTINTAS, "Smooth trajectory generation for five-axis machine tools," *International Journal of Machine Tool and Manufacture*, vol. 71, pp. 11-19, 2013.
- [57] H. ZHAO, L. ZHU e H. DING, "A real-time look-ahead interpolation methodology with curvature- continuous B-spline transition scheme for CNC machining of short line segments," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 65, pp. 88-98, 2013.
- [58] D. C. MONTGOMERY e G. C. RUNGER, *Estatística aplicada e probabilidade para engenheiros*, 4ª ed., Livros Técnicos e Científicos, 2009.
- [59] E. FRANKEN, "Catálogo "Tecnologia em Mini e Micro Fresamento - Fresas de Topo para Micro Fresamento", " [Online].
- [60] B. N. COELHO, M. S. F. LIMA e A. R. COSTA, "Soldagem do aço inoxidável AISI 316 com laser à fibra de alta potência: influência dos parâmetros operacionais na micro dureza e na susceptibilidade à corrosão eletrolítica dos cordões de solda," *Revista Matéria*, vol. 18, nº 3, pp. 1338-1349, 2013.

- [61] A. P. TSCHIPTSCHIN e C. E. PINEDO, “Estrutura e propriedades do aço inoxidável austenítico AISI 316L Grau ASTM F138 nitretado sob plasma à baixa temperatura,” *Revista Escola de Minas*, vol. 63, nº 1, pp. 137-141, 2010.
- [62] C. MARANHÃO e J. P. DAVIM, “Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation,” *Simulation Modelling Practice and Theory*, vol. 18, nº 2, pp. 139-156, 2010.
- [63] Kern, “Kern Evo - Ultra Precision CNC Machining Centre,” 2015. [Online].
- [64] Blum, “LaserControl NT,” [Online].
- [65] M&H, “M&H Infrared Probe 32.00-MINI - User Manual”.
- [66] G. C. M. CO., “Catálogo de produtos: Tool Maker Vise - Grinding Accessories,” 2015. [Online].
- [67] Bruker, “DektakXT Stylus Profiler - User Manual,” 2011.