

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
FACULDADE DE ENGENHARIA
CÂMPUS DE ILHA SOLTEIRA**

FLÁVIO HENRIQUE MANARELLI

**ESTUDO DO DESGASTE DAS FERRAMENTAS NO
MICROFRESAMENTO FRONTAL**

Ilha Solteira
2018

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FLÁVIO HENRIQUE MANARELLI

**ESTUDO DO DESGASTE DAS FERRAMENTAS NO
MICROFRESAMENTO FRONTAL**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia – UNESP – Campus de Ilha Solteira, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação.

Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues
Orientador

Prof. Dr. Wyser José Yamakami
Coorientador

FICHA CATALOGRÁFICA

Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

M266e Manarelli, Flávio Henrique.
Estudo do desgaste das ferramentas no microfresamento frontal / Flávio Henrique Manarelli. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2018
80 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação, 2018

Orientador: Alessandro Roger Rodrigues

Coorientador: Wyser José Yamakami

Inclui bibliografia

1. Microusinagem. 2. Desgaste. 3. Energia específica de corte. 4. Sulcamento. 5. Rugosidade.

Raiane da Silva Santos
Raiane da Silva Santos

Supervisora Técnica de Seção
Seção Técnica de Referência, Atendimento ao usuário e Documentação
Diretoria Técnica de Biblioteca e Documentação
CRB/3 - 9992

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO: Estudo do desgaste das ferramentas no microfresamento frontal

AUTOR: FLÁVIO HENRIQUE MANARELLI

ORIENTADOR: ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

COORIENTADOR: WYSER JOSE YAMAKAMI

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em ENGENHARIA MECÂNICA, área: Materiais e Processos de Fabricação pela Comissão Examinadora:



Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES
Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade de São Paulo - USP



Prof. Tit. JAIME GILBERTO DUDUCH
Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade de São Paulo - USP



Profa. Dra. LUCIANA MONTANARI
Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade de São Paulo - USP

Ilha Solteira, 03 de setembro de 2018

DEDICO,

À minha Família, em especial aos meus Pais
Flávio e Helena e à minha Noiva Camila.

AGRADECIMENTOS

A Deus pela oportunidade da vida e as forças do bem por me mostrarem os caminhos a seguir.

Ao Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues, da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pelo tempo devotado à minha orientação, zelo com a pesquisa científica e por todo conhecimento compartilhado.

Ao Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira (FEIS), Universidade Estadual Paulista (UNESP), pelos ensinamentos transmitidos e por prover tantas oportunidades em minha carreira acadêmica.

Ao Prof. Dr. Wyser José Yamakami, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira (FEIS), Universidade Estadual Paulista (UNESP), por coorientar este trabalho e sempre auxiliar no que for necessário, além de disponibilizar a infraestrutura Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU) para a confecção dos corpos de prova.

Ao Prof. Tit. Renato Goulart Jazinevicius, do Laboratório de Engenharia de Precisão (LEP), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pelas sugestões ao longo deste trabalho, além de disponibilizar e permitir o uso de toda infraestrutura do laboratório.

Ao Prof. Tit. Reginaldo Teixeira Coelho, do Laboratório de Processos Avançados e Sustentabilidade (LAPRAS), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pela disponibilização da infraestrutura e equipamentos para executar ensaios e medição das variáveis de pesquisa.

Ao Prof. Dr. Leopoldo Pisanelli Rodrigues de Oliveira, do Laboratório de Dinâmica (LABDIN), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), por conceder seu tempo e conhecimento na execução de ensaios de rigidez estática e dinâmica da máquina-ferramenta.

Aos Srs. José Carlos Risardi e Mauro Olivatto, técnicos do Laboratório de Processos de Fabricação (LPF), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pelo auxílio na utilização dos equipamentos, na confecção dos corpos de prova e dispositivos de fixação utilizados nos ensaios.

Ao Sr. Luis Carlos Neves, técnico do Laboratório de Metrologia, da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), por permitir o uso de inúmeros equipamentos.

Ao Dr. Márcio de Paula, do Instituto de Química de São Carlos (IQSC), Universidade de São Paulo (USP), por obter as de imagens de microscopia eletrônica de varredura, importantes para as análises dos resultados.

Aos docentes do Departamento de Engenharia Mecânica (DEM) da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira (FEIS), Universidade Estadual Paulista (UNESP), Prof^a. Dra. Elaine Maria Cardoso, Prof. Adj. João Batista Campos Silva, Prof. Adj. Juno Gallego e Prof. Dr. Miguel Ângelo de Menezes, por contribuírem de forma direta ou indireta com este trabalho.

Aos docentes do Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec) da Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), em especial o Prof. Adj. Armando Ítalo Sette Antonialli e o Prof. Adj. Carlos Eiji Hirata Ventura, pela disponibilidade e ajuda com as medidas de rugosidade.

Às (Aos) secretárias (os) da Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, em especial à Sra. Márcia Regina Nagamachi Chaves que sempre me atendeu com muita dedicação.

Aos membros do Grupo de Inovação em Manufatura e Engenharia de Precisão (IMEP), em especial à Kandice Suane Barros Ribeiro, Fernando Brandão de Oliveira e Ricardo Arai pelas excelentes contribuições com o trabalho. Agradeço também Daniel de Carvalho Secco pelo auxílio na compra das ferramentas utilizadas em partes dos ensaios e principalmente pelo companheirismo e contribuição com minha permanência inicial em São Carlos.

À Adriana Bruno Norcino, pela oportunidade de desenvolver esta pesquisa em conjunto com seu doutorado e, por sua disposição, dedicação e empenho em todas etapas do trabalho.

Aos meus Familiares, em especial meus Pais Flávio e Helena, minha Irmã Fabiana, minha Madrinha Teresinha e ao grande amigo Fernando Biagi, por todo carinho, incentivo e por compreenderem a minha ausência em vários momentos.

À minha Noiva Camila e sua Família, por todo carinho, incentivo e por compreenderem a minha ausência.

Ao meu Avô Guerino Celoni (*in memorian*) e ao Sr. Togo Suematsu (*in memorian*), pelos ensinamentos geniais que me ajudam na vida pessoal e profissional.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudo nos 5 primeiros meses da pesquisa.

Ao Instituto Federal de Educação de Ciência e Tecnologia (IFSP) por conceder a oportunidade de desenvolver esta pesquisa junto com minhas atividades. Em especial, agradeço todos os servidores do IFSP Câmpus Itaquaquetuba.

A todos os que de alguma forma contribuíram para a concretização deste trabalho e que eu possa ter despercebidamente esquecido de citar.

RESUMO

A microusinagem é um dos processos de fabricação capaz de produzir produtos ou geometrias de precisão e complexidade com detalhes menores que 1 mm. Contudo, para um melhor desempenho do processo de usinagem associado à qualidade do produto, entender a interação peça-ferramenta é fundamental. Esta pesquisa determinou a influência do tipo de corte e do avanço da ferramenta no desgaste da fresa (ferramenta), na energia específica de corte (processo) e na rugosidade (peça), ao empregar a operação de microfresamento de topo no aço COS AR60 de grãos ultrafinos. Os ensaios foram realizados em um centro de usinagem Romi D600 com a adaptação de um cabeçote de alta rotação (60 krpm) sem aplicação de fluido de corte. Microfresas de topo reto (\varnothing 800 μ m) com substrato de metal duro e revestidas com TiAlN foram aplicadas nos testes. A profundidade de usinagem e a velocidade de corte foram mantidas constantes em 160 μ m e 60 m/min, respectivamente. Foram variados o avanço por dente (3 e 10 μ m/z) e o tipo de corte (simétrico em cheio e em face e assimétrico concordante e discordante). Análise de Variância (ANOVA) com intervalo de confiança de 95% foi aplicada a cada uma das três réplicas. Os resultados indicaram que os níveis de desgaste e a redução do diâmetro da microfresa são influenciados pelo avanço da ferramenta e tipo de corte. As maiores reduções no diâmetro (\approx 11%) foram devido ao impacto periódico da aresta de corte na peça e não pelo efeito de sulcamento (\approx 4%). Além disso, para o percurso de corte adotado de 98,018 m, com 4,2% da usinagem em sulcamento ou inexistente no corte em face, houve predominância de avarias por lascamento e, para o mesmo percurso, porém, com aproximadamente 14,3% do corte em sulcamento, os fenômenos predominantes no desgaste foram abrasão e adesão. O efeito do sulcamento fez com que os fatores tipo de corte e avanço, bem como suas respectivas interações, fossem significativos sobre a energia específica de corte. Os cortes em cheio e corte concordante com avanço de 3 μ m/dente proporcionaram condições mais favoráveis para o microfresamento frontal, com melhor acabamento da peça e menores níveis de desgaste da ferramenta de corte.

Palavras-chave: Microusinagem. Desgaste. Energia específica de corte. Sulcamento. Rugosidade.

ABSTRACT

Micro-machining is one of the processes feasible for generating geometries or parts with precision and complexity regarding dimensions smaller than 1 mm. However, the achievement of enhanced machining performance and product quality requires a prior understanding on the tool-workpiece interface. This research determined the influence of cutting type and cutting feed on wear (tool), specific cutting force (process) and surface roughness (workpiece) when cutting the ultrafine-grained steel COS AR60 under end milling strategy. Machining tests were performed in a CNC machining centre Romi D600 provided with a high-speed spindle (60kpm) without cutting fluid application. TiAlN coated carbide endmill (\varnothing 800 μm) was used for straight cut with 60 m/min cutting speed, 160 μm depth of cut and feed per tooth of 3 and 10 μm . Analysis of Variance (ANOVA) with confidence interval of 95% was applied to the three runs of each cutting sets. The results have shown that tool wear levels and tool effective diameter are influenced by tool feed and cutting type. Hence, intermittent impact of tool's cutting edges into the workpiece (\approx 11%) during cutting revealed to be the major cause of tool wear when compared to cutting mechanism dominated by ploughing (\approx 4%). Regarding experimental sets with cutting length of 98,018 m there was a predominance of tool edge chipping over abrasion and adhesion when performing face cutting with ploughing at 4.2%. On the other hand, if ploughing increases to 14.3% the main wear mechanism observed were abrasion and adhesion. Therefore, there was a significant interaction between specific cutting force and the input parameters of feed per tooth and cutting type. As a result, down-milling and channel-milling at the tool feed of 3 μm /tooth led to a valuable cutting performance with better workpiece surface roughness and tool wear at low levels.

Keywords: Micromachining. Tool wear. Specific cutting force. Ploughing. Roughness.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Macrousinagem e raio de aresta.....	20
Figura 2 - Relação entre energia específica de corte e h/Re	22
Figura 3 - Influência do raio da aresta de corte no microfresamento.	24
Figura 4 - Variação na espessura de corte durante a formação do cavaco em operação de microfresamento.....	24
Figura 5 - Curva de vida de uma ferramenta no fresamento de topo.....	27
Figura 6 - Desgaste de flanco em uma fresa de topo.....	30
Figura 7 - Tipos de desgaste de cratera.....	31
Figura 8 - Microfresa nova \varnothing 0,5 mm utilizada no microfresamento do aço AISI H11.	33
Figura 9 - Evolução do desgaste controlado pela redução do diâmetro da ferramenta.	33
Figura 10 - Desgaste da aresta principal de corte (a) e curva de vida fresa (b).....	34
Figura 11 - Rebarbas formadas no microfresamento de canais com corte em cheio.	35
Figura 12 - Variação do diâmetro da ferramenta (a) e da geometria do canal (b) após ensaios de microfresamento.	35
Figura 13 - Microranhuras produzidas em uma fresa de topo: (a) sem ranhura, (b) 0° , (c) 90° e (d) \hat{a} 45° em relação a aresta de corte secundária.....	36
Figura 14 - Aresta postiça de corte formada durante a usinagem.....	37
Figura 15 - Detalhe do posicionamento da microfresa de topo para o fresamento simétrico em cheio.	39
Figura 16 - Detalhe do posicionamento da microfresa de topo para os fresamentos assimétricos discordante e concordante.	40
Figura 17 - Detalhe do posicionamento da microfresa de topo para o fresamento simétrico em face.	40
Figura 18 - Fixação do cabeçote de alta rotação.	41
Figura 19 - Desenho técnico com as medidas principais do dispositivo de fixação. .	42
Figura 20 - Montagem experimental.....	42
Figura 21 - Sistema de coordenadas para o dinamômetro.	44
Figura 22 - Micrografia do aço COS AR60 (a) como recebido e (b) com grãos ultrafinos.....	46

Figura 23 - Desenho da microfresa de topo utilizada nos ensaios de microfresamento.....	47
Figura 24 - Variáveis do percurso de corte a cada volta da ferramenta em microfresamento frontal.....	49
Figura 25 - Desgaste de flanco da superfície principal de folga na microfresa de topo.	52
Figura 26 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b), sobre o desgaste de flanco na superfície principal de folga.....	54
Figura 27 - Desgaste de flanco da superfície secundária de folga na microfresa de topo.	55
Figura 28 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipo de corte (b), sobre o desgaste de flanco da superfície secundária de folga.	56
Figura 29 - Lascamento na aresta de corte: corte em face e avanço de 10 μ m/z.	59
Figura 30 - Imagens de desgaste: corte cheio e avanço de 3 μ m/z.	59
Figura 31 - Porcentagem de sulcamento em relação ao percurso de corte de 98,018m.	60
Figura 32 - Regiões de usinagem em função do avanço da ferramenta para microfresamento simétrico em cheio.....	62
Figura 33 - Efeito do avanço da ferramenta na energia específica de corte, entre os tipos de corte.....	64
Figura 34 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b) sobre a energia específica de corte.	66
Figura 35 - Gráfico do efeito de interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na energia específica de corte.	66
Figura 36 - Redução do diâmetro da microfresa.	67
Figura 37 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b), sobre a redução do diâmetro da microfresa.....	68
Figura 38 - Gráfico do efeito de interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na redução do diâmetro da microfresa.....	69
Figura 39 - Redução do diâmetro para usinagem de corte em face e avanço de 10 μ m/z.	70
Figura 40 - Rugosidade aritmética 3D.....	71
Figura 41 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b), sobre a redução do diâmetro da microfresa.....	72

Figura 42 - Gráfico do efeito de interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na rugosidade aritmética 3D.	73
Figura 43 - Aspecto superficial influenciado pelo avanço por dente no corte discordante (a) 3 $\mu\text{m}/\text{z}$ e (b) 10 $\mu\text{m}/\text{z}$	74
Figura 44 - Aspecto superficial influenciado pelo tipo de corte.....	75

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Variáveis de entrada (fatores de controle) e níveis.	38
Tabela 2 - Composição química do aço COS AR60 utilizado nos ensaios de usinagem (% em peso).	45
Tabela 3 - Dimensões da microfresa utilizada nos ensaios.	47
Tabela 4 - Equações do ângulo de engajamento, comprimento linear para cada tipo de corte.	50
Tabela 5 - Quantidades de canais usinados em cada condição de usinagem para cumprir o percurso de corte de 98,018 metros.	51
Tabela 6 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte no desgaste da superfície principal de folga ($R^2= 87,46\%$).	53
Tabela 7 - Redução percentual do desgaste na superfície de folga principal.	54
Tabela 8 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte no desgaste da superfície secundária de folga ($R^2= 78,38\%$).	56
Tabela 9 - Redução percentual do desgaste na superfície secundária de folga.	57
Tabela 10 - Razão no desgaste de flanco entre as superfícies de folga principal e secundária.	61
Tabela 11 - Volume de material removido no percurso de corte de 98,018 m.	63
Tabela 12 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte na energia específica de corte ($R^2= 92,74\%$).	65
Tabela 13 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte na redução do diâmetro da microfresa ($R^2= 93,92\%$).	68
Tabela 14 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte na rugosidade aritmética 3D ($R^2= 80,01\%$).	71

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANOVA	Análise de variância
APC	Aresta postiça de corte
CAD	<i>Computer-aided design</i>
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CC	Corte assimétrico concordante
CD	Corte assimétrico discordante
CF	Corte simétrico em face
CH	Corte simétrico em cheio
CNC	Controle numérico computadorizado
DEM	Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP
DEMec	Departamento de Engenharia Mecânica da UFSCar
DIN	Instituto Alemão para Normatização
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
FEIS	Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira
GUF	Grãos ultrafinos
GPU	Grupo de Pesquisa em Usinagem
IFSP	Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo
IMEP	Grupo de Inovação em Manufatura e Engenharia de Precisão
INPI	Instituto Nacional da Propriedade Industrial
IQSC	Instituto de Química de São Carlos
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
IT	Graus de tolerância
LABDIN	Laboratório de Dinâmica
LAPRAS	Laboratório de Processos Avançados e Sustentabilidade
LEP	Laboratório de Engenharia de Precisão
LPF	Laboratório de Processos de Fabricação
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
UFSCar	Universidade Federal de São Carlos
UNESP	Universidade Estadual Paulista
USB	<i>Universal Serial Bus</i>
USP	Universidade de São Paulo

LISTA DE SIMBOLOS

APMX	Profundidade de usinagem máxima [mm]
a_e	Penetração de trabalho [μm]
a_p	Profundidade de usinagem [μm]
C	Comprimento linear percorrido [mm]
C_s	Comprimento linear percorrido na região com sulcamento [mm]
D_c	Diâmetro de corte da ferramenta [mm]
DCON	Diâmetro da conexão [mm]
DN	Diâmetro do pescoço [mm]
f	Avanço [mm/volta]
f_z	Avanço por aresta [$\mu\text{m}/z$]
HV	Dureza Vickers
h	Espessura de corte [μm]
h_c	Espessura de cavaco removido [μm]
h_{\min}	Espessura mínima de corte [μm]
KT	Profundidade da cratera [μm]
L_c	Comprimento linear de corte [m]
LF	Comprimento total da ferramenta [mm]
LU	Comprimento útil de corte [mm]
n	Número de rotações por minuto [rpm]
n_c	Número de corte no tempo de corte
n_r	Número de rotações
P	Probabilidade
P_c	Percurso de corte [mm]
P_{c_s}	Percurso de corte referente à região com sulcamento [mm]
R^2	Coefficiente de determinação [adimensional]
R_e	Raio de aresta [μm]
Sa	Rugosidade aritmética 3D [nm]
t_c	Tempo de corte [min]
t_e	Tempo efetivo de corte [min]
u	Energia específica de corte [J/mm^3]
VB	Desgaste de flanco [μm]
VB1	Desgaste de flanco uniforme [μm]
VB2	Desgaste de flanco não uniforme [μm]

VB_3	Desgaste de flanco localizado [μm]
VB_{max}	Desgaste de flanco máximo [μm]
v_c	Velocidade de corte [m/min]
v_f	Velocidade de avanço [mm/min]
z	Número de aresta de corte da ferramenta
α	Nível de significância
Ψ	Ângulo de contato [$^\circ$]
Ψ_{min}	Ângulo de contato referente à espessura mínima de corte [$^\circ$]
Ψ_s	Ângulo de contato referente à região com sulcamento [$^\circ$]

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	17
1.1 Objetivos	18
2. REVISÃO DA LITERATURA	19
2.1 Microusinagem Mecânica	19
2.2 Efeito de Escala e Espessura Mínima de Corte	22
2.3 Desgaste e Vida da Ferramenta.....	25
2.4 Desgastes na Microusinagem	32
3. MATERIAIS E MÉTODOS	38
3.1 Planejamento Experimental	38
3.2 Banco de Ensaios	41
3.3 Corpo de Prova	44
3.4 Ferramenta de Corte.....	46
3.5 Tipo de fresamento cálculo do percurso de corte	47
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	52
4.1 Desgaste de Flanco	52
4.2 Energia Específica de Corte	63
4.3 Redução do Diâmetro da Ferramenta	67
4.4 Rugosidade	70
5. CONCLUSÕES	76
5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros.....	77
REFERÊNCIAS	78

1 INTRODUÇÃO

A crescente tendência em miniaturização de dispositivos e componentes impulsiona o desenvolvimento da tecnologia, ocasionando melhoria dos processos de fabricação que possibilitam a criação dos produtos, agregando a eles cada vez mais funcionalidades e recursos, diminuindo tamanho, peso e custo. Algumas áreas como biomédica, microeletrônica e aeroespacial, ao mesmo tempo que são beneficiadas, seja com novos produtos, também incentivam as pesquisas e o desenvolvimento das tecnologias, ao gerar novas demandas (OKASHA et al., 2010).

A indústria aeroespacial, por exemplo, é uma grande usuária de microcomponentes tais como fixadores, sensores e dispositivos de controles de fluxo; a indústria automobilística também, na busca por inovação, cria componentes para controle, tais como microválvulas para aplicação em células de combustíveis (DAVIM; JACKSON, 2009).

Atualmente, a usinagem em regiões de moldes e matrizes, feitas antes por processos como a eletroerosão, podem ser substituídas pela microusinagem, sendo mais produtiva. Com isso, o processo pode ocorrer a uma taxa de remoção de material até cinco vezes mais rápida e manter a mesma precisão dimensional e geométrica, bem como qualidade superficial, a um custo menor (CRISTOFARO et al., 2012). Deste modo, a microusinagem é um dos processos de fabricação capaz de produzir produtos ou geometrias miniaturizadas com precisão e complexidade com detalhes menores que 1 mm, além alcançar valores de rugosidades menores que 1 μm (CÂMARA et al., 2012).

No processo de microusinagem, ocorre o contato direto da ferramenta com a peça e do cavaco com a ferramenta, contribuindo para o desgaste da ferramenta, dentre eles, o desgaste da aresta de corte. Os resultados dessas interações podem influenciar a vida da ferramenta de corte, a produtividade, a integridade superficial e o custo do produto final (FERRARESI, 1970).

Ainda não há pesquisas detalhadas que indicam como o efeito da variação dos parâmetros de usinagem podem afetar as variáveis de respostas do processo, como rugosidade, força de usinagem, desgaste e vida de uma ferramenta de corte. Portanto, estabelecer critérios para o fim de vida da ferramenta baseado em um método de medição de desgaste direto e correlacionar como os parâmetros de usinagem (avanço e largura de usinagem) e o tipo de corte (assimétrico concordante

e discordante, simétrico em cheio ou em face) serve de guia para predição de resultados que possam otimizar a microusinagem.

1.1 Objetivos

O objetivo central deste trabalho é identificar e quantificar os tipos e mecanismos de desgaste da ferramenta no microfresamento de topo de aços com grãos ultrafinos, variando-se o avanço da ferramenta (3 e 10 $\mu\text{m}/\text{z}$) e o tipo de corte (simétrico em cheio, simétrico em face, assimétrico concordante e assimétrico discordante).

Dependendo do tipo de corte no microfresamento, pode apresentar sulcamento/*plowing* na entrada e/ou saída do dente da fresa na peça. Os cortes assimétricos discordante e concordante geram sulcamento isoladamente na entrada ou saída, respectivamente; o corte simétrico em face não produz sulcamento majoritário; o corte simétrico em cheio gera sulcamento da entrada e saída. Assim, mais detalhadamente, as metas específicas são:

- Correlacionar os níveis de desgaste e tipo de corte com sulcamento e sem sulcamento com a energia específica de corte (efeito de escala);
- Quantificar os níveis de desgaste de flanco nas superfícies primária e secundária de folga da microfresa, para percurso de corte de contato peça-fresa pré-estabelecido de 98,018 m;
- Identificar os tipos e mecanismos de desgaste e avarias atuantes no processo de microfresamento de topo;
- Quantificar os níveis de rugosidade da peça e redução do diâmetro da fresa de topo após a usinagem do percurso de corte de 98,018 m.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A revisão que se segue está baseada nos principais conceitos de microusinagem mecânica (microcorte) e mecanismos de desgaste em ferramentas aplicadas na usinagem convencional (macroescala) e de precisão (microescala).

2.1 Microusinagem Mecânica

O avanço tecnológico impulsiona o desenvolvimento de componentes cada vez mais leves e compactos. A microusinagem se destaca nesse cenário como um processo de fabricação emergente, capaz de produzir componentes miniaturizados, com dimensões que variam entre dezenas de micrômetros a alguns milímetros (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009). Além disso, com a microusinagem, é possível usinar vários tipos de materiais, tais como polímeros, compósitos, metais, cerâmicos e vidros (CHENG; HUO, 2013).

Ao reduzir a escala de usinagem, surgem diferenças fenomenológicas que impedem a aplicação de uma correlação direta com o processo de usinagem convencional já amplamente estudada. Como exemplo no microfresamento, o entendimento de que o cavaco é formado a cada passada da ferramenta não é válido e o resultando é evidenciado pela formação intermitente do cavaco (KIM; MAYOR; NI, 2004).

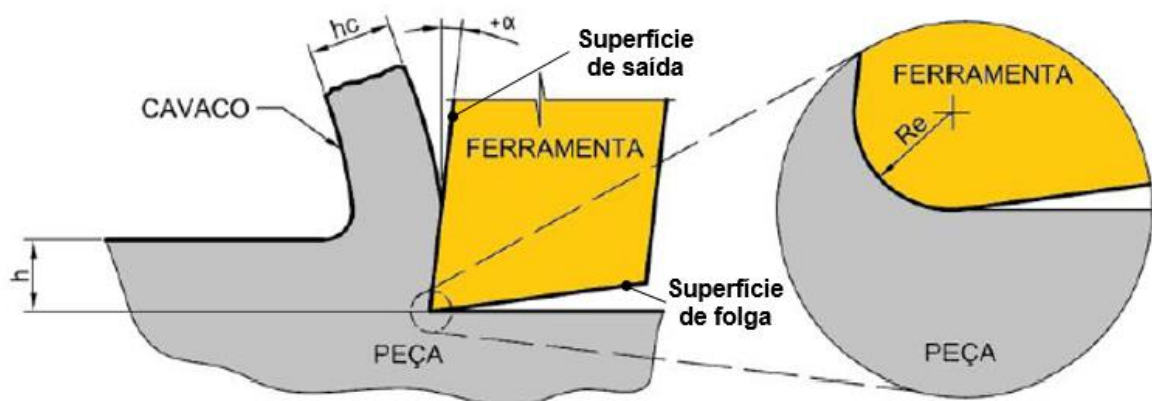
Na escala micro, o fresamento é definido quando o diâmetro da fresa utilizada está entre 10 e 800 μm (ZHU; WONG; HONG, 2009). De acordo com Cheng e Huo (2013), em operações de microfresamento ou microfuração, o diâmetro da ferramenta está dentro de um intervalo de 25 a 1000 μm . Os mesmos autores ainda afirmam que as peças produzidas devem ter pelo menos duas dimensões entre 1 e 1000 μm e podem atingir níveis de precisão dimensional bem elevados, na ordem de 0,01 a 1 μm com rugosidade inferior a 100 nm.

Devido ao pequeno diâmetro das microfresas, são necessárias máquinas-ferramentas com altas rotações, chegando a faixa de 200.000 rpm (CHENG; HUO, 2013). Além disso, necessitam de fusos extremamente balanceados, com batimentos radiais da ordem de 1 μm ou menor. Em experimentos feitos por Li et al. (2011), montagens experimentais com batimentos radiais superiores à 1 μm foram descartados, por não serem compatíveis com a microusinagem. Portanto, verifica que há necessidade de equipamentos com alta rigidez para manter a precisão sobre

a atuação das forças de corte e estabilidade térmica a fim de evitar distorções nos componentes microusinados.

Segundo Cristofaro et al., (2012), na fabricação de ferramentas de corte, existem limitações que tornam praticamente impossível não ocorrer um raio de concordância (R_e) entre a superfície de saída e a de folga da ferramenta. De acordo com mesmos autores, em macrousinagem, a ferramenta pode ser considerada perfeitamente afiada, sendo insignificante a influência do raio de aresta, que apresenta dimensões na ordem de micrômetros e centésimos de milímetros, de acordo com a Figura 1. Além disso, a geometria e o material da microferramenta influenciam na formação do cavaco, na geração de calor, na vida da ferramenta e no acabamento da peça (CHENG; HUO, 2013).

Figura 1 - Macrousinagem e raio de aresta.



Fonte: Modificado de Baldo (2013).

Efeitos imperceptíveis na usinagem convencional em escala macro, como a influência do raio de aresta (R_e), espessura de corte (h) e ângulo de saída do cavaco (α), são potencializados em escala micro. Isso ocorre porque a espessura do cavaco removido (h_c) é da mesma ordem de grandeza do raio da aresta de corte da ferramenta, ou até mesmo, do tamanho do grão do material a ser usinado (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009). Desta forma, é definido o conceito da espessura mínima de corte (h_{min}), entendida como a menor espessura de corte suficiente para formação do cavaco, e depende do avanço por dente e da penetração da ferramenta (KIM; MAYOR; NI, 2005).

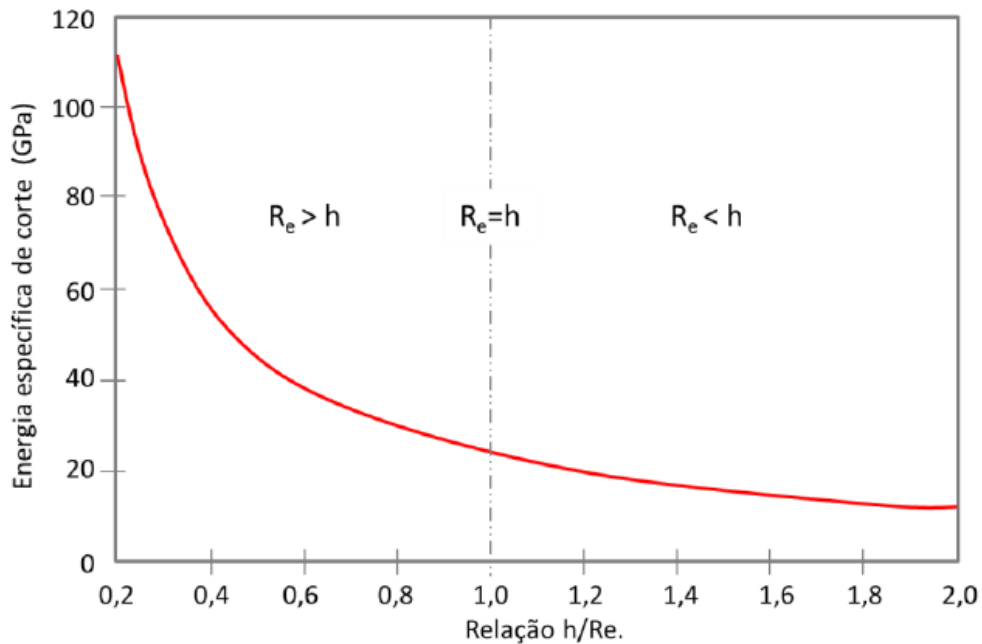
A penetração da ferramenta em relação a superfície usinada é medida no plano de trabalho (plano que contém a direção da velocidade de corte e avanço) (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). A espessura de corte não pode ser menor do que a espessura mínima de corte definida, que está diretamente ligado ao tipo de material usinado e ao raio de aresta da ferramenta (RAMOS, 2012).

Da interação ferramenta com a peça, surgem forças de contato. Segundo Boothroyd (1981), uma das forças é a de deformação do material imposta pela ferramenta. O mesmo autor afirma que essa força é denominada força de sulcamento, e atua na ponta da ferramenta e também na região de interface peça-ferramenta. A intensidade dessa força pode ser monitorada indiretamente por meio da energia específica de corte requerida.

Para Shaw (2005), a energia específica de corte caracteriza a resistência oferecida ao corte de um determinado material, sendo a energia requerida para remover um volume unitário de material da peça. Assim, de maneira indireta, é possível observar o aumento da energia específica de corte com a redução da espessura de corte. Esse comportamento se deve ao fato de remover volumes de materiais cada vez menores e que resulta em menor probabilidade de encontrar defeitos, como contornos de grãos e impurezas, que funcionam como concentradores de tensões. Assim, as tensões necessárias para promover o cisalhamento devem ser maiores, provocando aumento da energia específica de corte (OLIVEIRA, 2012; JACKSON, 2008).

O aumento da energia específica de corte é inversamente proporcional à espessura de corte e pode ser explicado devido ao efeito sulcamento, que deixa material deformado na superfície usinada, sendo que quanto maior o raio da aresta de corte, maior será o sulcamento e, conseqüentemente, a energia específica de corte (Figura 2).

Figura 2 - Relação entre energia específica de corte e h/Re .



Fonte: Adaptado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

Em estudos feitos para verificar o efeito do raio de aresta em microusinagem, identificou que a espessura mínima do cavaco está entre 20 a 40% do raio de aresta para diferentes materiais usinados (CHENG; HUO, 2013).

A formação do cavaco em materiais com estruturas cristalinas perlítica e ferrítica se inicia quando a espessura mínima de corte atinge de 20 a 30% do raio de aresta da ferramenta utilizada (VOGLER; DEVOR; KAPOOR, 2004). Portanto, o raio de aresta da ferramenta é um parâmetro importante para usinagem em escala micro. Neste sentido, há necessidade de estudar os efeitos na redução da escala de usinagem de macro para micro. Os mesmos autores afirmaram que nenhum cavaco será formado enquanto a espessura de corte for menor que a mínima espessura, que é diretamente proporcional ao raio de aresta.

2.2 Efeito de Escala e Espessura Mínima de Corte

Existem diferenças geométricas na usinagem e na dinâmica do corte entre a macro e a micro usinagem. No fresamento em macroescala, o corte é feito principalmente pela aresta principal de corte e uma pequena porção do material é removida pelas arestas secundárias da ferramenta. São aplicadas profundidades de usinagem milimétricas e avanços submilimétricos (centésimo a décimo de

milímetros) e, por conseguinte, o raio de aresta da ferramenta, que é micrométrico, não é significativo para este tipo de usinagem. Contudo, no microfresamento, as ferramentas têm diâmetros pequenos (menores que 1 mm) e com isso, são aplicados durante o processo valores de profundidades de usinagem e avanços micrometros. Tais parâmetros são selecionados para evitar uma falha prematura da ferramenta, reduzindo por exemplo a força de corte e evitando a deflexão da ferramenta (LI et al., 2011). Portanto, para microusinagem, o raio de aresta é muito importante e deve ser considerado.

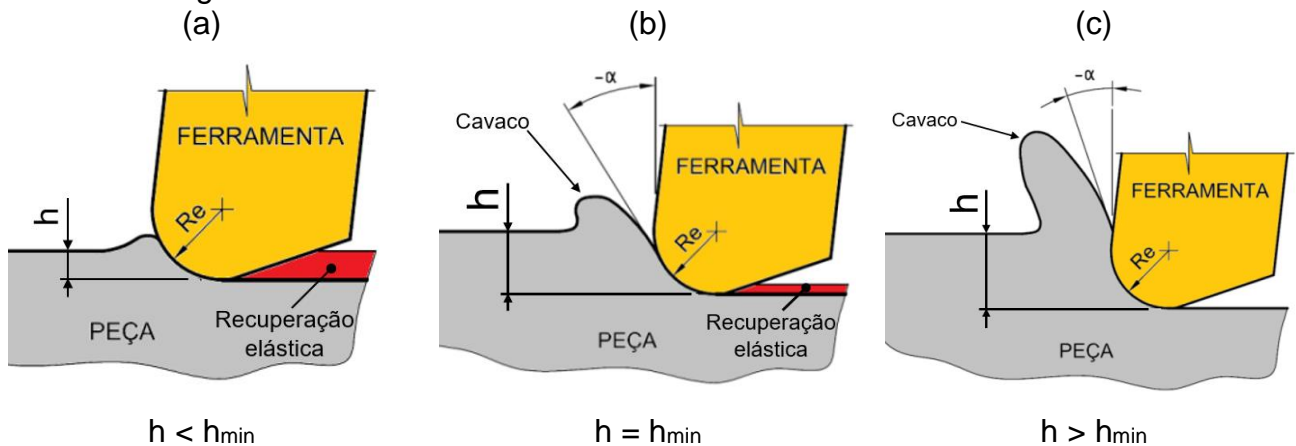
De acordo com Yun et al. (2011), o raio da aresta de corte não reduz proporcionalmente igual a redução do diâmetro para microfresas, de modo que o avanço por dente atinge a mesma escala do raio de aresta, e isso favorece a presença do efeito de sulcamento. Neste caso, há deformação elastoplástica do material, e o cavaco não é formado (LEE; DORNFELD, 2005). Tal efeito acarreta de maneira negativa na qualidade superficial da peça, na instabilidade dinâmica da ferramenta e na vida da ferramenta. Assim, o avanço por dente deve ser maior que a espessura mínima para evitar o sulcamento (YUN et al. 2011).

Segundo Cristofaro et al. (2012), valores de espessura de corte (h) menores que a espessura mínima (h_{min}), o cavaco não é formado e ocorre apenas deformação plástica, provocando uma compressão do material na superfície da peça, seguida de uma recuperação elástica (Figura 3a). Além disso, o avanço por dente também é importante. Estudos desenvolvidos por Kim, Mayor e Ni (2005) indicaram que em situações que o avanço por dente é menor do que o raio da aresta de corte, o cavaco não será formado em todas as passadas da ferramenta.

Quando a espessura do cavaco indeformado é igual a espessura mínima de corte, o cavaco é gerado e parte do material é removido, sendo que uma parte sofre deformação plástica e outra fração é recuperada elasticamente (Figura 3b). Neste caso, nem todo material desejado é removido.

Por fim, na situação em que a razão entre a espessura do cavaco indeformado e a espessura mínima de corte for maior do que 1, haverá formação completa do cavaco e o material é removido normalmente (Figura 3c).

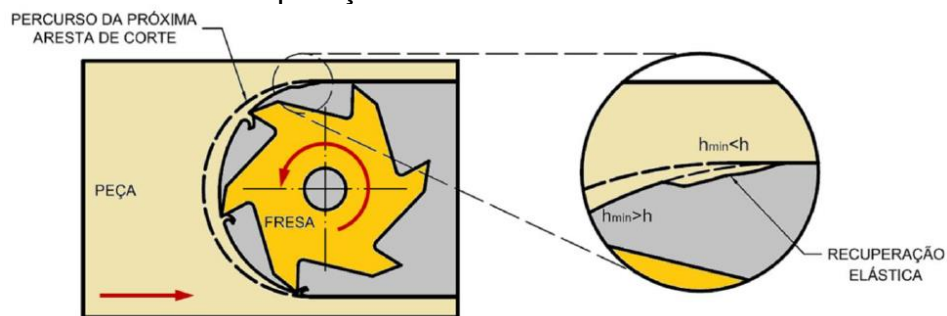
Figura 3 - Influência do raio da aresta de corte no microfresamento.



Fonte: Modificado de Baldo (2013).

Uma das características do fresamento é a variação na espessura do cavaco ao longo do corte devido à rotação da ferramenta. Em operações de microfresamento, o contato da aresta de corte pode iniciar ou terminar com uma espessura do cavaco indeformado menor do que a espessura mínima de corte (BALDO, 2013). Com isso, o cavaco irá se formar após um determinado ângulo de rotação da ferramenta, restando um resíduo de material na região em que $h < h_{\min}$ (Figura 4).

Figura 4 - Variação na espessura de corte durante a formação do cavaco em operação de microfresamento.



Fonte: Baldo (2013).

Como discutido, a razão entre espessura de corte e raio de aresta influencia o processo de formação do cavaco, a espessura do cavaco e a energia específica (LEE; DORNFELD, 2005). Quando a razão é menor do que um, o ângulo de saída efetivo da ferramenta se torna negativo, o que causa uma condição crítica devido à dificuldade e irregularidade na formação do cavaco (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009). Ademais, na condição em que o ângulo efetivo de saída se torna negativo durante a usinagem, ocasiona-se grande tensão de compressão na

região de formação do cavaco induzida por uma deformação plástica (ROMANUS et al., 2014).

Desta forma, vários fatores afetam a precisão geométrica, sobretudo de peças com baixas rigidez onde as forças de corte podem gerar deflexões que comprometem o processo produtivo. Deste modo, as forças de corte precisam ser controladas por meio da seleção adequada dos parâmetros de usinagem para gerar forças relativamente baixas, de modo que peças que requeiram precisões geométricas possam ser fabricadas respeitando requisitos de projeto (PARENTI et al., 2016).

O atrito entre a interface ferramenta e peça, intensificado pelo efeito de sulcamento pode acelerar ainda mais o desgaste da microfresa e modificar a dinâmica da usinagem, sobretudo, o processo de formação do cavaco. Para isso, existe o conceito de vida da ferramenta, que ocorre, geralmente, em função de valores de desgaste ou de tempo de corte pré-especificados.

2.3 Desgaste e Vida da Ferramenta

A vida de uma ferramenta de corte é entendida como o tempo em que a aresta trabalha efetivamente antes de ser substituída ou reafiada (MACHADO et al., 2015). De acordo com Ferraresi (1970), a vida de uma ferramenta de corte é normalmente expressa em minutos e entendida como o tempo em que a mesma efetivamente trabalha em contato com a peça, deduzido os tempos de movimentos passivos, decorrentes dos movimentos de posicionamento da ferramenta.

Em decorrência do aumento do desgaste, as tolerâncias dimensionais da peça podem ser afetadas, o acabamento da peça pode ser prejudicado e a força de usinagem geralmente aumenta após decorrido certo tempo de corte.

Uma ferramenta atinge o fim de vida quando o efeito do desgaste impossibilita atender as tolerâncias dimensionais, geométricas e o acabamento solicitadas para peça. Nesta situação, é necessária a substituição da ferramenta (NORMA ISO 8688, 1989). Um dos critérios baseados em valores pré-determinados é o desgaste de flanco (VB_{max}) da ferramenta de corte, que tem valores definidos por normas para usinagem convencional (macroescala).

Jemielniak, Bombinski e Aristimuno (2008) e Hung e Lu (2013) investigaram o processo de desgaste e/ou avarias da ferramenta no corte em microescala. Estes trabalhos utilizaram principalmente métodos indiretos de medida, como análise de rugosidade do produto, emissão acústica e sinais de força, além de simulações numéricas, para estabelecer um critério de parada para troca da ferramenta, associando a frequência dos sinais obtidos com níveis de desgaste de flanco.

Em microusinagem, Aramcharoen e Mativenga (2009) atribuem que os baixos desempenhos das ferramentas estão relacionados com desgastes severos e com fraturas prematuras das arestas de corte, que levam à redução na vida da ferramenta. Com isso, não é atingida a qualidade desejada para fabricação dos produtos, sendo necessário substituir a ferramenta. Os mesmos autores afirmam ainda que melhores acabamentos da peça (rugosidade) é possível quando a espessura de corte é aproximadamente igual ao raio de aresta ($h \approx R_e$).

Deste modo, o desempenho dos processos de microusinagem é influenciado por vários aspectos, dentre eles, a qualidade da ferramenta de corte (material e geometria) e as condições de trabalho. Portanto, deve-se fazer a escolha correta dos parâmetros de usinagem relativos ao material da peça (PEIYUAN et al., 2011).

Nas operações de usinagem por ação mecânica, o processo de desgaste da ferramenta sempre está presente, independentemente da dureza da ferramenta ou da resistência mecânica da peça (MACHADO et al., 2015). Assim, o desempenho da ferramenta está intimamente ligada ao material e à geometria da ferramenta, além de buscar um equilíbrio entre a alta dureza aliada à tenacidade, estabilidade química e térmica (CHENG; HUO, 2013).

Este tema é bastante conhecido e estudado na usinagem convencional. Os efeitos do contato da ferramenta e da peça são responsáveis por gerar os mecanismos de desgastes. A Norma ISO 8688 estabelece os limites de desgaste para as ferramentas utilizadas em operações de fresamento. Mas estes níveis de desgastes não são aplicáveis na usinagem em microescala.

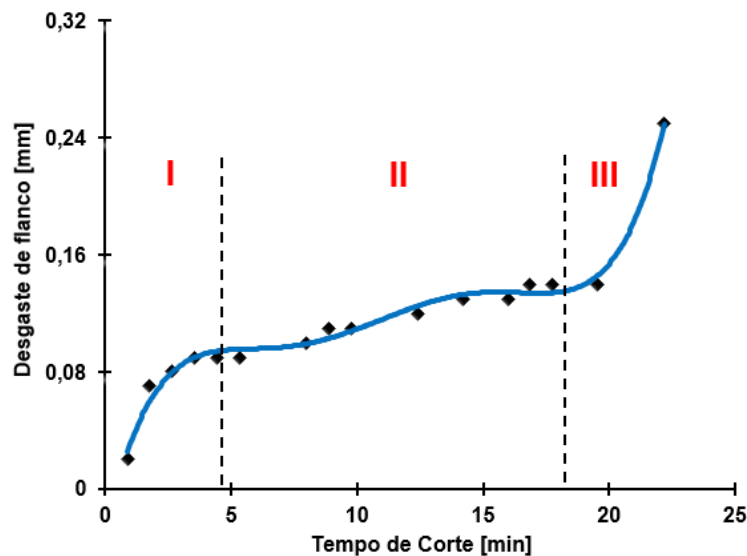
Em microusinagem, não se pode adotar integralmente as considerações feitas nas normas para desgaste supracitadas. O desgaste de flanco, por exemplo, na escala macro, pode ser aceitável até 0,3 mm (ISO 8688, 1989). Em operações de acabamento com tolerância na qualidade IT 7, o desgaste de flanco não deve

superar 0,2 mm e para tolerância na qualidade IT 8, não deve ser maior do que 0,3 mm (FERRARESI, 1970). Contudo, em microusinagem, o diâmetro da ferramenta pode estar próximo a estes valores ou até menor. Logo, é necessário um estudo mais aprofundado, pois devido à escala reduzida, qualquer modificação na aresta de corte pode ser considerada como desgaste (ZHU; WONG; HONG, 2009).

Níveis elevados de desgaste reduzem rapidamente a vida da ferramenta, além de influenciar a qualidade superficial do produto. Além disso, a variável tempo de usinagem e vida da ferramenta são importantes, sendo que, quanto maior o tempo de usinagem, maior o custo de fabricação (CRISTOFARO et al., 2012).

Em usinagem, alguns critérios são adotados como parâmetros para estabelecer o fim de vida de uma ferramenta: desgaste de flanco, desgaste de cratera, rugosidade da peça. O gráfico da Figura 5 contém a curva de vida de uma ferramenta, em que é possível acompanhar a evolução do desgaste de flanco em função do tempo de usinagem no macrofresamento de topo.

Figura 5 - Curva de vida de uma ferramenta no fresamento de topo.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Há três regiões distintas na curva de vida da ferramenta, descritas da seguinte maneira (MACHADO et al., 2015):

- Estágio I: apresenta desgaste crescente e acelerado da aresta de corte da ferramenta e ocorre nos primeiros instantes de usinagem da

ferramenta. É o estágio de acomodação da aresta também entendido como uma adequação natural ao sistema tribológico envolvido;

- Estágio II: é caracterizado por uma taxa de desgaste constante ao longo do tempo e a ferramenta encontra-se totalmente adequada ao processo;
- Estágio III: é caracterizado por uma taxa de desgaste acentuada, que leva a ferramenta rapidamente à quebra se a usinagem prosseguir. Esse efeito ocorre devido aos níveis elevados de desgaste fazendo com que a temperatura e tensão envolvidas promovam o colapso.

Normalmente, em fresamento de topo, uma ferramenta atinge o final de vida quando há predominância de desgaste, quebra da aresta de corte, presença de deformações plásticas ou perda de material que ocasionam alterações na geometria original da ferramenta (ISO 8688, 1989).

Segundo Machado et al. (2015), as alterações geométricas da ferramenta de corte ocorrem devido à perda de massa, que podem ser de maneira contínua e progressiva, em proporções pequenas, às vezes no nível atômico ou do grão do material. Ainda, de acordo com mesmo autor, o desgaste pode ocorrer segundo mecanismos de deformação plástica, e a temperatura desenvolvida durante o corte tem um papel decisivo no processo. Alguns dos principais mecanismos de desgaste são: abrasão, aderência e difusão, sendo eles definidos:

- O mecanismo de desgaste por abrasão ocorre quando partículas de material da superfície da ferramenta são removidas por ação de partículas duras que podem estar soltas (abrasão de três corpos) ou pertencer a uma das duas superfícies (abrasão de dois corpos) em movimento relativo. Na usinagem, quando a abrasão é de dois corpos, as partículas abrasivas são óxidos, carbonetos, nitretos ou carbonitretos, ou seja, precipitados duros pertencentes ao material da peça ou ao cavaco. Na abrasão de três corpos, a partícula pode pertencer à peça e ao cavaco;
- O mecanismo de desgaste por aderência ocorre geralmente a baixas velocidades de corte e, por consequência, gera um fluxo de material irregular na superfície de saída da ferramenta. Isso faz com que fragmentos microscópicos sejam arrancados da ferramenta e arrastado junto com cavaco.

Nessa condição, pode aparecer também aresta postiça de corte. Nos processos de usinagem por fresamento de topo, penetração de trabalho (a_e) é variável devido à rotação da ferramenta, gerando fluxo irregular de material que contribui para ocorrência do fenômeno da aderência;

- O mecanismo de desgaste por difusão atua na superfície de saída e de folga da ferramenta e envolve a transferência de material a nível atômico. Depende da temperatura, do tempo e da solubilidade (afinidade química) dos elementos de cada material envolvido. O desgaste por difusão ocorre efetivamente se existir contato entre cavaco e ferramenta e entre a peça e a ferramenta. A taxa desse desgaste é diretamente proporcional à velocidade de corte e ao avanço, uma vez que o aumento desses parâmetros eleva a temperatura de corte, que é a fonte de energia para o mecanismo difusivo.

Decorrentes desses mecanismos de desgastes, destacam-se a seguir três principais tipos de desgaste que podem estar presentes concomitante ou individualmente nas ferramentas de usinagem. Além disso, será discutido alguns tipos de avarias:

Desgaste de flanco ou frontal

O desgaste de flanco ou frontal ocorre na superfície de folga da ferramenta, é causado pelo contato da ferramenta com a peça e intensificado com o aumento da velocidade de corte. De forma geral, ele prejudica o acabamento das peças devido as modificações que ocorrem na forma original da aresta de corte, influenciando negativamente no desempenho da ferramenta. Isso faz com que as peças modifiquem a suas dimensões, não atendendo a faixa de tolerância (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). É o desgaste mais comum nas ferramentas aplicadas aos processos de usinagem mecânica.

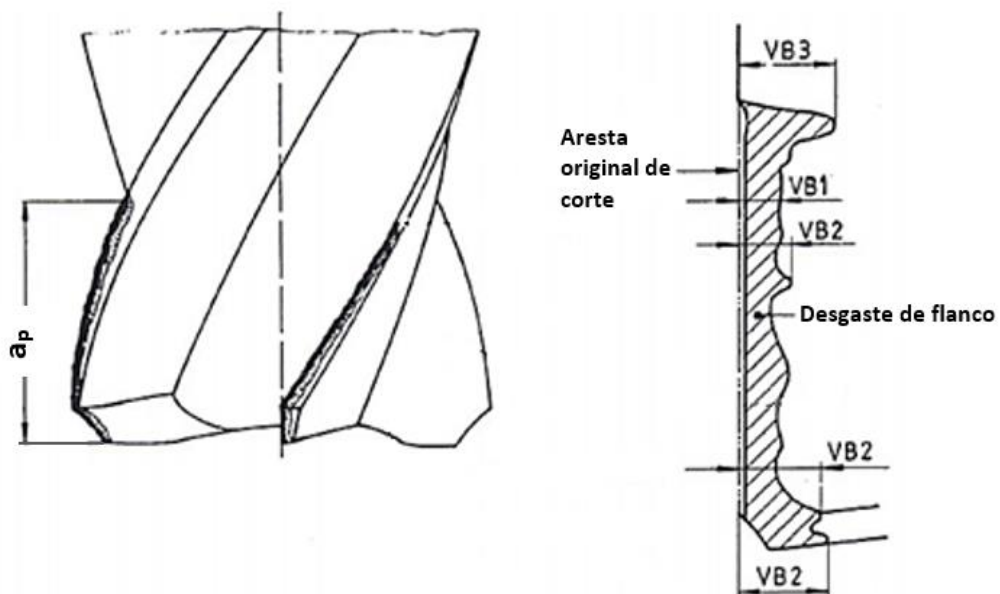
A Norma ISO 8688 (1989) sugere analisar todos os fenômenos de desgastes presentes na ferramenta e adotar como critério de vida o que for mais influente. Assim, é necessário determinar um critério de vida para as ferramentas de corte e analisar a influência dos parâmetros de usinagem no tipo de desgaste gerado. Essa

mesma Norma recomenda o desgaste de flanco como um critério a ser utilizado e indica como a largura de desgaste de flanco os seguintes valores:

- Desgaste de flanco uniforme (VB1): 0,3 mm (média entre as arestas).
- Desgaste de flanco localizado (VB3): 0,5 mm (valor individual por aresta).

A Figura 6 detalha os tipos de desgaste de flanco (VB1, VB2 e VB3) na aresta de corte de uma ferramenta de fresamento.

Figura 6 - Desgaste de flanco em uma fresa de topo.



Fonte: Modificado de ISO 8688 (1989).

Como pode ser observado na figura anterior:

- VB1 (desgaste de flanco uniforme): é tipo de desgaste normalmente constante e mais uniforme que se estende por grande parte do flanco da ferramenta;
- VB2 (desgaste de flanco não uniforme): é um tipo de desgaste com largura irregular e varia as dimensões em cada posição medida em relação à aresta original;
- VB3 (desgaste de flanco localizado): desgaste exagerado e localizado que acontece em uma região específica do flanco da ferramenta.

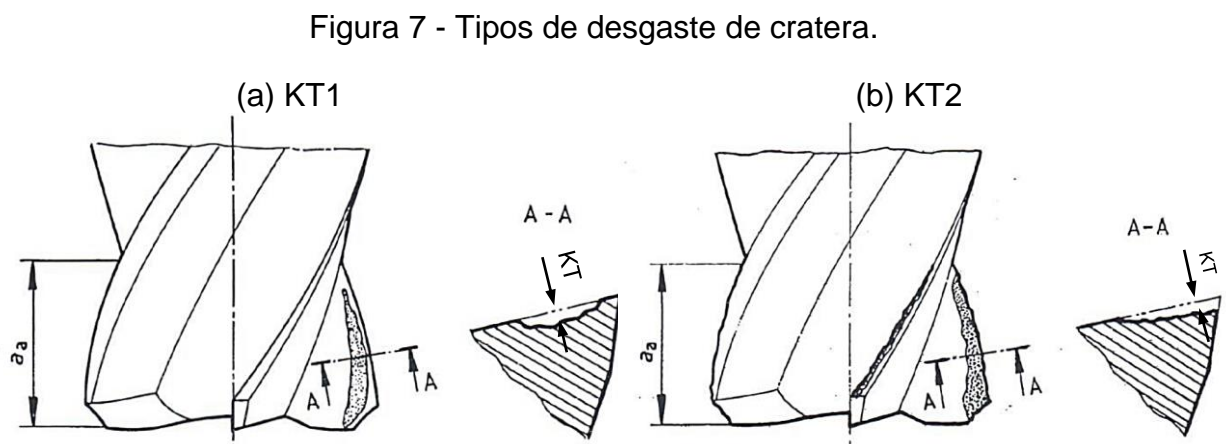
Desgaste de cratera

O desgaste de cratera ocorre na superfície de saída da ferramenta (região de contato da ferramenta com o cavaco); é causado pelo atrito do cavaco gerado com a superfície de saída por meio do mecanismo de difusão. O crescimento desse desgaste aliado ao desgaste de flanco provoca a quebra da ferramenta. Este tipo de desgaste está associado a cortes com altas temperaturas na interface ferramenta e cavaco e também à pressão de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). Complementa-se ainda que o desgaste de cratera se forma na região com maior temperatura gerada na interface ferramenta-cavaco (TRENT; WRIGHT, 2000).

Este tipo de desgaste não influencia a rugosidade ou tolerância da peça, mais sim no ângulo de saída de ferramenta, deixando-a mais positiva e ocasionando quebra prematura. A Norma ISO 8688 (1989) apresenta este tipo de desgaste em duas formas distintas:

- KT1: é um tipo de desgaste de cratera que ocorre por um desenvolvimento progressivo de uma cratera paralela a aresta de corte principal;
- KT2: é um tipo de desgaste de cratera que ocorre com o desenvolvimento do desgaste de cratera, na intersecção com o desgaste de flanco. Isso modifica a cunha cortante da ferramenta, pois a aresta de corte principal é totalmente modificada.

A representa os dois tipos de desgastes de cratera citados.



Fonte: Modificado da Norma ISO 8688 (1989).

O parâmetro de desgaste de cratera (KT) pode ser adotado também como critério de final de vida de ferramenta. Para ferramentas fabricadas em aço rápido, metal duro e cerâmica em operações de desbaste, este parâmetro é dado por (Norma ISO 8688, 1989):

$$KT = 0,06 + 0,3 \cdot f \quad (01)$$

na qual, f é o avanço da ferramenta [mm/volta].

Desgaste de entalhe

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2014), o desgaste de entalhe surge nos dois extremos da região de contato do cavaco com a ferramenta, causado pelo atrito das respectivas regiões coincidentes com a lateral do cavaco. É formado entre a superfície de folga da ferramenta e da peça, na face de saída e no flanco da ferramenta. Geralmente acontece na usinagem de materiais mais resistentes a altas temperaturas. Ferraresi (1970) apresenta algumas prováveis causas para ocorrência: presença de material encruado na superfície da peça usinada; concentrações de tensões devido ao gradiente de tensão na superfície livre; presença de uma camada de óxido abrasiva na superfície e partículas da ferramenta depositadas na superfície da peça. O mesmo autor afirma que os fenômenos de abrasão e a aderência são os que mais contribuem para o desgaste de entalhe.

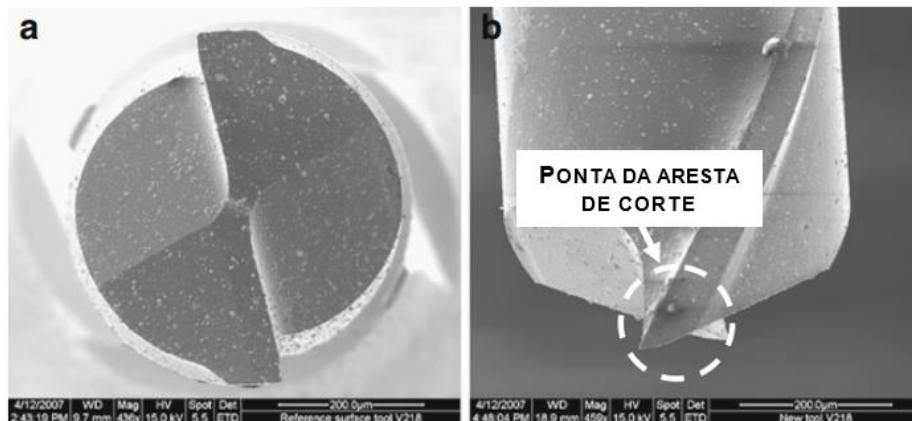
2.4 Desgastes na Microusinagem

Quando as arestas de corte da ferramenta perdem material, elas tendem a ficar mais arredondadas e perdem a capacidade de corte do material, causando aumento da força de corte. O aumento da força de corte promove maiores deflexões na ferramenta, prejudicando a geometria da peça. Isso implica em retrabalho, tendo que aplicar uma ferramenta nova para obter as dimensões desejadas no projeto.

A Figura 8 apresenta uma fresa de topo (\varnothing 0,5 mm) utilizada por Li et al. (2011), para microfresamento de um aço AISI H11 com dureza de 56 HRC, velocidade de corte de 56,6 m/min, profundidade de usinagem de 0,080 mm, avanço

por dente de 0,006 mm/z em um microfresamento frontal simétrico em cheio. Para este experimento, a aresta foi considerada perfeitamente afiada sem raio de ponta (Figuras 8 (a) e 8(b)). Foi adotado corte em cheio para usinagem de canais.

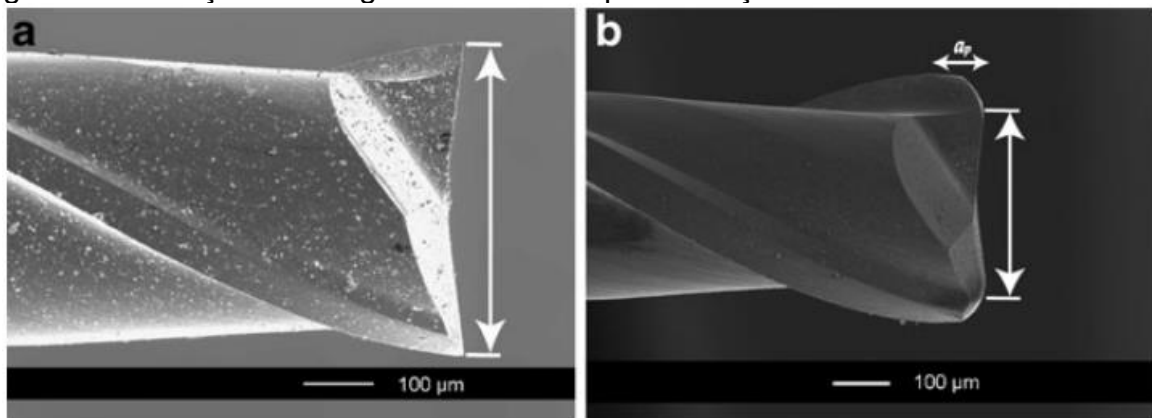
Figura 8 - Microfresa nova \varnothing 0,5 mm utilizada no microfresamento do aço AISI H11.



Fonte: Adaptado de Li et al. (2011).

Para esta pesquisa, o critério adotado para o desgaste foi a redução do diâmetro da ferramenta medida no topo reto (Figura 9 (a) e (b)). De acordo com os autores, o desgaste de flanco da aresta principal tem influência parcial na redução do diâmetro da ferramenta e essa redução é prejudicial no microfresamento de canais ou cantos retos. Assim, o controle da redução do diâmetro se mostra expressiva, como critério de fim de vida.

Figura 9 - Evolução do desgaste controlado pela redução do diâmetro da ferramenta.

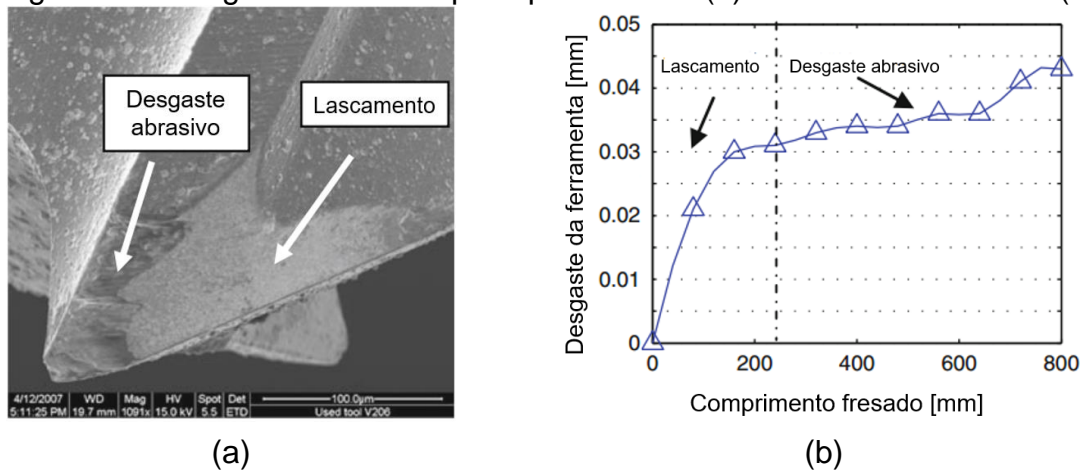


Fonte: Adaptado de Li et al. (2011).

A imagem da Figura 10 (a) indica os principais desgastes identificados na pesquisa. Observou-se um severo desgaste na ponta da ferramenta: lascamento e desgastes abrasivos. Tais desgastes foram identificados por suas características

superficiais: superfície lisa (lascamento) e superfície rugosa devido a abrasão. Além disso, não houve desgaste prematuro e a curva característica de vida da ferramenta foi experimentalmente obtida (Figura 10b), correlacionando comprimento de usinagem e redução do diâmetro da ferramenta na face de topo.

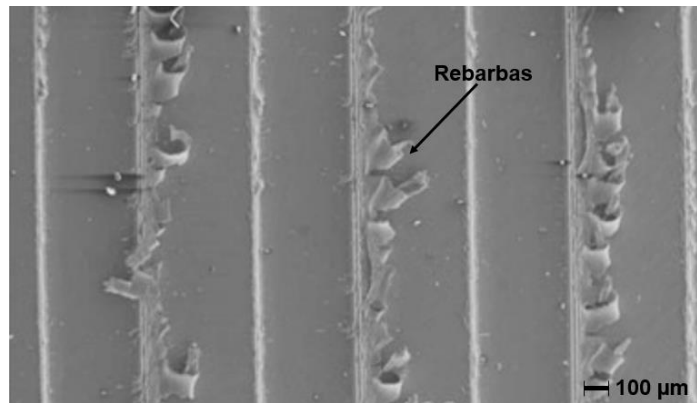
Figura 10 - Desgaste da aresta principal de corte (a) e curva de vida fresa (b).



Fonte: Adaptado de Li et al. (2011).

Os pesquisadores atribuíram que no estágio inicial, no qual em macrousinagem é caracterizado pelo fenômeno de acomodação das arestas, houve predominância de lascamentos até um comprimento usinado de aproximadamente 200 mm. Após atingir este patamar, a redução no diâmetro da ferramenta tornou-se lenta a gradual, e foi atribuído a esta etapa a predominância do desgaste abrasivo. Ainda na mesma pesquisa, foi identificado que a formação de rebarba nos microcanais usinados estão relacionadas às condições da ferramenta. À medida em que o desgaste nas arestas foi aumentando, houve maior formação de rebarbas, devido a ocorrência do efeito de sulcamento e não propriamente cisalhamento do material, como identificado na Figura 11.

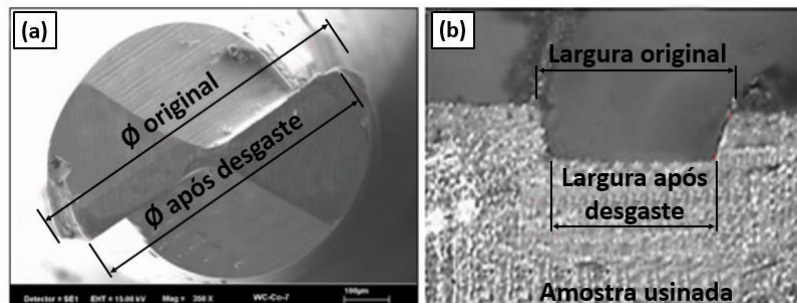
Figura 11 - Rebarbas formadas no microfresamento de canais com corte em cheio.



Fonte: Adaptado de Li et al. (2011).

O revestimento das ferramentas de corte é um excelente recurso para aumentar o desempenho. Uzun, Aslantas e Bedir (2015) analisaram o microfresamento de topo, comparando ferramentas com e sem revestimento, usinando uma superliga de Inconel 718. Identificou que o desgaste de flanco foi o mais pronunciado, sendo a abrasão e difusão os principais mecanismos de desgaste, independentemente de ter ou não revestimento. Contudo, no referido experimento, ferramentas revestidas com carbono tipo diamante (DLC), tiveram melhor desempenho, ou seja, maior resistência ao desgaste, menor força de corte, rugosidade significativamente menor e redução da formação de rebarba. Para este experimento, o critério adotado para o controle de desgaste foi a redução do diâmetro da ferramenta, pois essa redução influencia diretamente o perfil da seção dos canais usinados (Figura 12).

Figura 12 - Variação do diâmetro da ferramenta (a) e da geometria do canal (b) após ensaios de microfresamento.



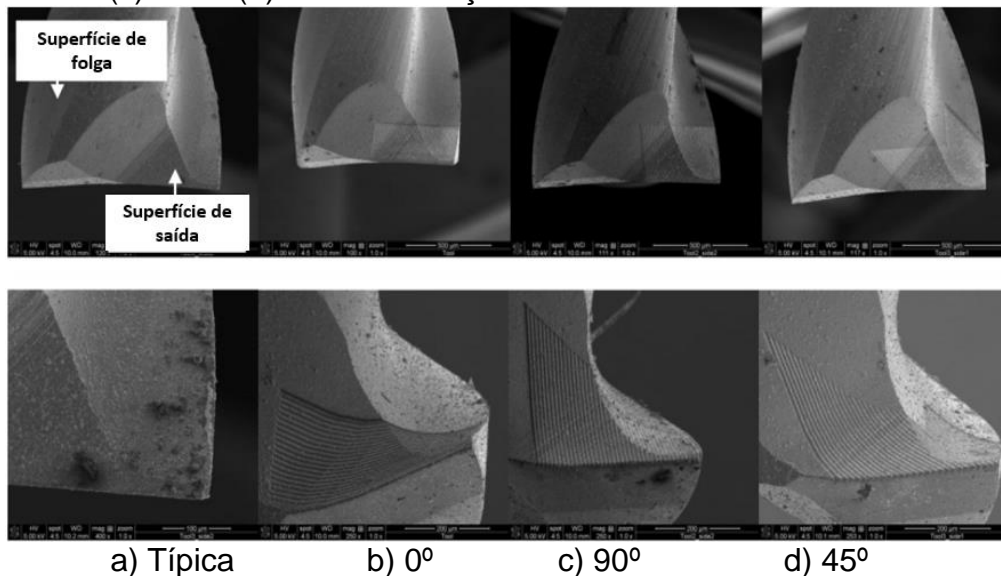
Fonte: Modificado de Uzun, Aslantas e Bedir (2015).

Para usinagem de materiais principalmente ferrosos, as microfresas de topo são fabricadas com carboneto de tungstênio devido a elevada dureza a quente e revestidas com TiN, TiCN, TiAlN, TiAlCrN. O revestimento pode melhorar o

desempenho da ferramenta, como reduzir o desgaste, aumentar a vida e até melhorar do acabamento da peça usinada (UCUN; ASLANTAS; BEDIR, 2015).

Chang et al., (2011) produziram microranhuradas na superfície de saída de uma microfresa orientadas em relação à aresta de corte secundária à 0° , 45° e 90° (Figura 14) e verificaram que as ferramentas com microcanais perpendiculares (90°) ofereceram melhor desempenho quanto à resistência ao desgaste e níveis de forças de usinagem. Tal resultado sugere que houve redução na taxa de encruamento do material removido e com isso, menor energia necessária para a formação do cavaco, prolongando a integridade da aresta de corte por um tempo relativamente maior.

Figura 13 - Microranhuradas produzidas em uma fresa de topo: (a) sem ranhura, (b) 0° , (c) 90° e (d) à 45° em relação a aresta de corte secundária.



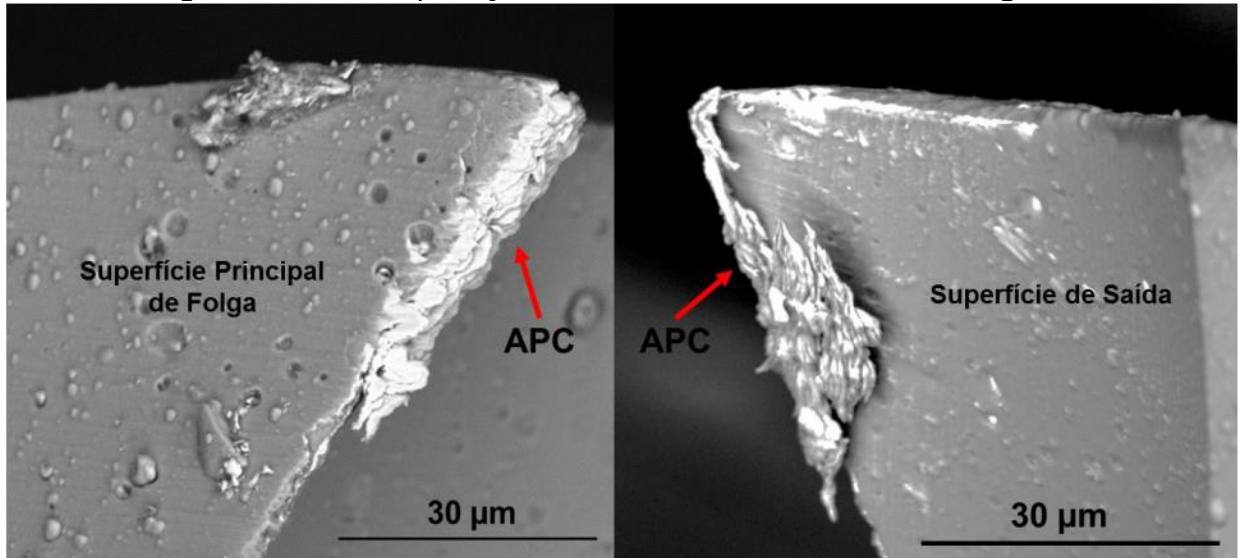
Fonte: Chang et al. (2011)

Quanto à formação de rebarba, Lee e Dornfeld (2005) declaram que nos processos de micro usinagem, elas geralmente são muito difíceis de serem removidas, causando sérios problemas na montagem ou funcionalidade da peça produzida. Além disso, processos convencionais de remoção de rebarbas não são facilmente aplicados em peças com pequenas dimensões pois podem causar danos às peças fabricadas.

Santos (2016) utilizou uma microfresa de topo de 0,381mm de diâmetro no micro fresamento do aço inoxidável duplex. As principais formas de desgaste ocorreram na ponta e no flanco da ferramenta, com predominância do mecanismo de adesão. Além disso, foi constatado que níveis de velocidade de corte elevados

(36 m/min) resultaram em menor vida da ferramenta e, para velocidades de cortes menores (24 m/min), houve formação de aresta postiça de corte (Figura 14), que contribuiu para aumentar a vida de ferramenta.

Figura 14 - Aresta postiça de corte formada durante a usinagem.



Fonte: Santos (2016)

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo descreve o planejamento experimental, banco de ensaios, corpo de prova, ferramenta de corte, tipo de fresamento e cálculo do percurso de corte.

3.1 Planejamento Experimental

Os ensaios de microfresamento frontal de topo aconteceram em um centro de usinagem vertical CNC, utilizando o mesmo tipo de ferramenta e material para os corpos de prova em todas as condições de usinagens estabelecidas. Os fatores de controle adotados como variáveis de entrada foram o avanço por dente (f_z) e o tipo fresamento: simétrico em cheio (CH), simétrico em face (CF), assimétrico concordante (CC) e assimétrico discordante (CD).

Na definição da matriz experimental, a velocidade de corte (v_c) e profundidade de usinagem (a_p) foram constantes de 60 m/mim e 160 μm , respectivamente. A Tabela 1 organiza as variáveis de entrada e os respectivos níveis adotados, perfazendo uma combinação de oito condições de usinagens diferentes. Cada condição foi replicada três vezes, culminando em 24 ensaios, visando análise estatística dos resultados.

A análise de resultados foi realizada utilizando o Método da Análise de Variância (ANOVA), com nível de significância de 5%, visando verificar se existem diferenças significativas entre as médias dos resultados obtidos e se os fatores de controle exercem influência em alguma variável de resposta.

Tabela 1 – Variáveis de entrada (fatores de controle) e níveis.

Fatores de controle	Níveis			
f_z [$\mu\text{m}/\text{dente}$]	3,0		10,0	
Tipo de corte	Cheio (CH)	Concordante (CC)	Discordante (CD)	Face (CF)

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Desta forma, para cada tipo de corte, foram definidos os seguintes níveis de penetração de trabalho (a_e):

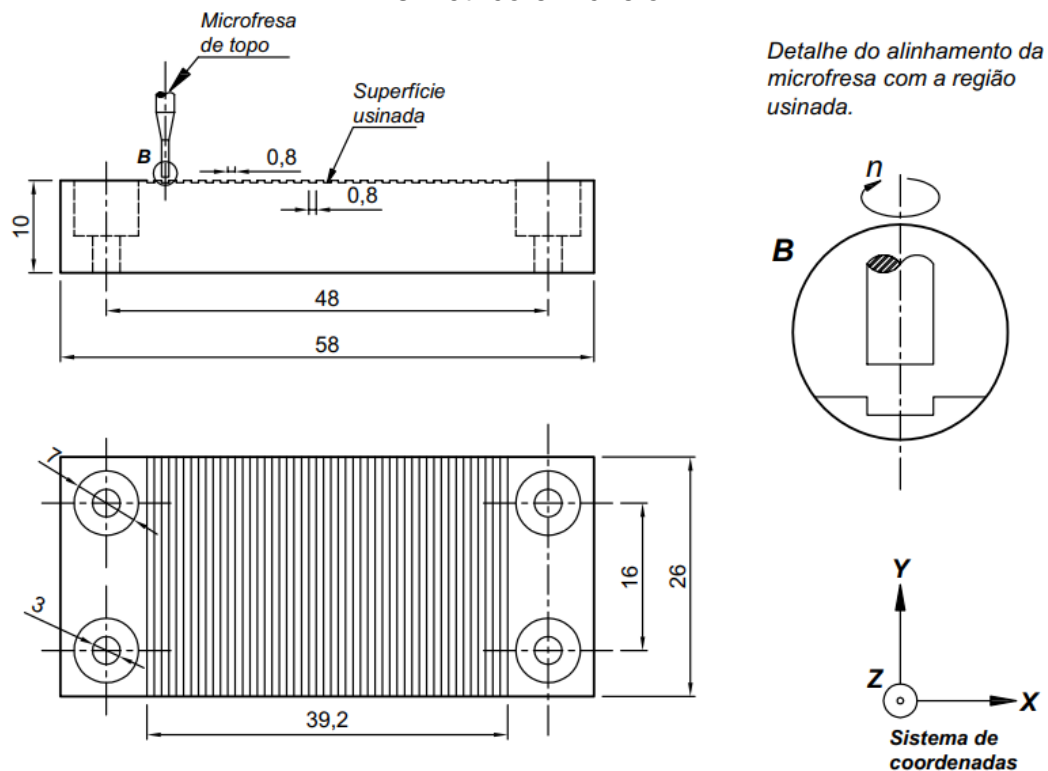
- Fresamento simétrico em cheio (CH): penetração de trabalho de 800 μm ($a_e = D_c$), aplicado com objetivo de simular um processo de usinagem de

cavidades e canais em micromoldes bem como o efeito da força de sulcamento (Figura 15);

- Fresamento simétrico em face (CF): penetração de trabalho de $500\ \mu\text{m}$ ($a_e \neq D_c$). Condição predominantemente conceitual, aplicada com objetivo de eliminar o efeito da força de sulcamento;
- Fresamento assimétrico concordante (CC) e discordante (CD): penetração de trabalho de $300\ \mu\text{m}$ ($a_e \neq D_c$), aplicado com objetivo de simular o efeito de sulcamento no final e início do corte respectivamente, porém de maneira isolada.

A representação técnica da Figura 15 à Figura 17 demonstram o posicionamento da ferramenta em relação as regiões usinadas, de acordo tipo de fresamento aplicado. A superfície usinada está indicada nas figuras e os movimentos da ferramenta seguiram trajetórias lineares paralelas ao plano de trabalho (plano xy) e na mesma direção do eixo y. Para isso, uma rotina CNC foi desenvolvida, garantindo a usinagem de canais paralelos, um ao outro, como representados nos desenhos técnicos.

Figura 15 - Detalhe do posicionamento da microfresa de topo para o fresamento simétrico em cheio.



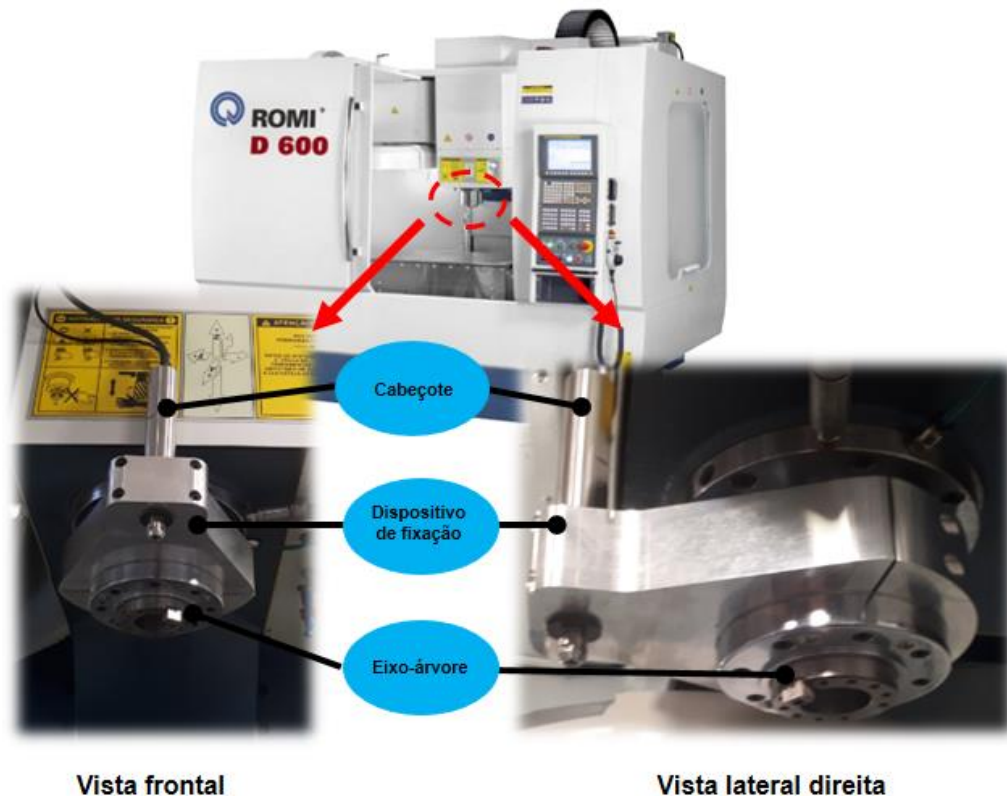
Fonte: Elaboração do próprio autor.

3.2 Banco de Ensaio

Os ensaios de microfresamento de topo foram realizados em um centro de usinagem CNC ROMI D600, com rotação máxima de 10.000 rpm, sem aplicação de fluido de corte. Devido às características do ensaio proposto, houve a necessidade de adaptar a máquina-ferramenta o cabeçote de alta rotação NSK Nakanishi, modelo NR3060S, que possibilita rotação máxima de 60.000 rpm.

O cabeçote pneumático de alta rotação foi montado no centro de usinagem, por meio de um dispositivo, fixando-o ao eixo-árvore do centro de usinagem. A Figura 18 mostra em detalhe ampliado a adaptação.

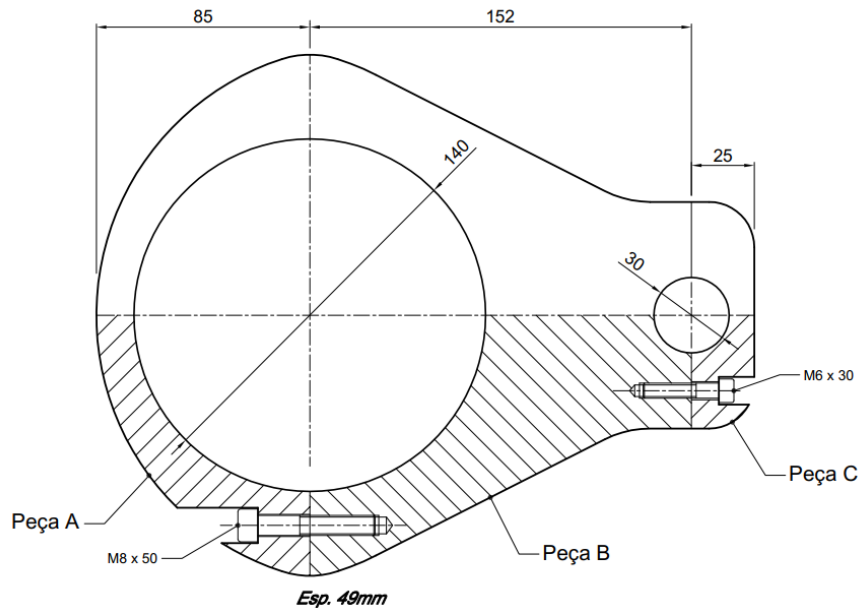
Figura 18 - Fixação do cabeçote de alta rotação.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 19 contempla um desenho técnico com as principais dimensões do dispositivo de fixação fabricado.

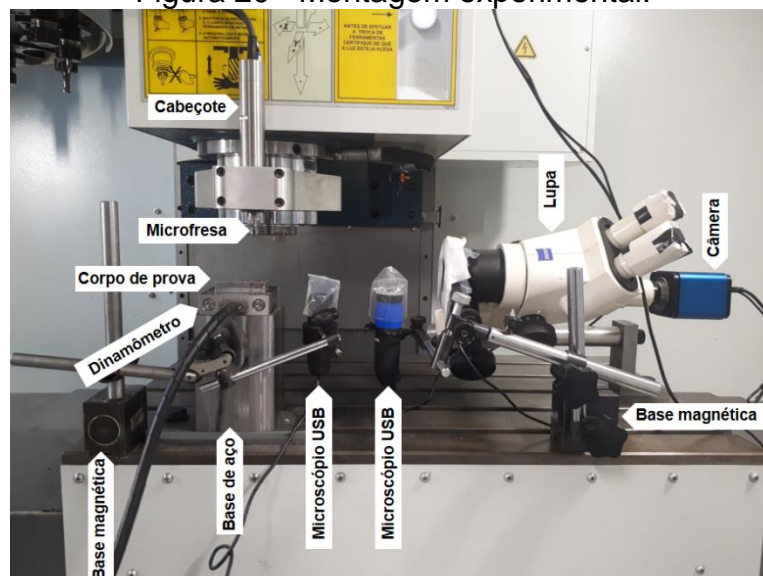
Figura 19 - Desenho técnico com as medidas principais do dispositivo de fixação.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Devido à adaptação feita para o cabeçote, o curso original do eixo Z, de 580 mm, não foi mais suficiente, no sentido negativo do respectivo eixo. Houve a necessidade de se fabricar uma base maciça em aço para fixar o dinamômetro a 200 mm de altura em relação à superfície da mesa da máquina. A Figura 20 apresenta a montagem experimental, contendo a base de aço e os demais acessórios utilizados para a medição direta (imagens) e indireta (força de corte) do desgaste da ferramenta.

Figura 20 - Montagem experimental.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

As imagens do desgaste e avarias na microfresa foram realizadas no microscópio eletrônico de varredura Zeiss LEO 440, pertencente à Central de Análises Químicas Instrumentais, do Instituto de Química de São Carlos (IQSC), Universidade de São Paulo (USP). Posteriormente, essas imagens foram utilizadas para medir os valores de desgaste de flanco nas superfícies de folga primária e secundária das ferramentas, utilizando para isso, um software CAD.

Além disso, foram utilizados para o monitoramento da evolução do desgaste e avarias das ferramentas, dois microscópios USB e uma câmera FULL HD 1080p, munido de um anel anelar de iluminação LED acoplado a uma lupa ZEISS, com aumento de 50x. Estes equipamentos foram montados na mesa da máquina-ferramenta (Figura 20), evitando retiradas desnecessárias da ferramenta, durante usinagem, reduzindo tempo de *setup*.

O raio de aresta e diâmetros das microfresas foram medidos utilizando o microscópio confocal Olympus OLS4000, do Laboratório de Processos Avançados e Sustentabilidade (LAPRAS) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP).

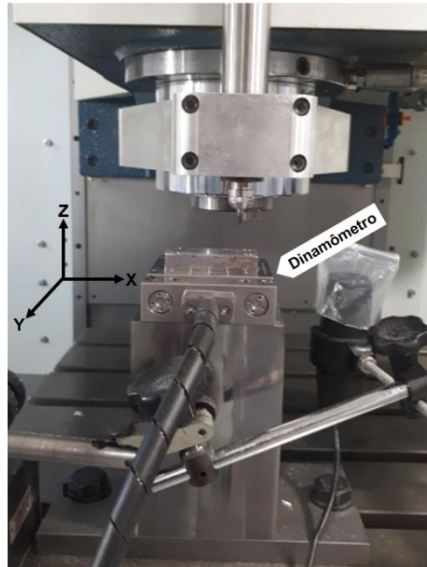
As medidas de rugosidade foram feitas com microscópio para análise de imagens tridimensionais Alicona Infinite Focus SL, no Laboratório de Processos de Fabricação do Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec) da Universidade Federal de São Carlos (UFSCar). Foi utilizado o parâmetro de amplitude S_a , pois toda área registrada pelo microscópio é considerada, e indica os desvios significativos referentes as características superficiais na análise de superfícies usinadas.

A aquisição das forças de usinagem foram feitas usando um dinamômetro piezelétrico marca Kistler, modelo 9256C2, aquisição em três componentes, faixa de trabalho em F_x , F_y e F_z de -250 a 250 N, frequência natural de 4 kHz, rigidez de 250 N/ μm e um amplificador de carga de 3 canais, marca Kistler, modelo 5019B. O dinamômetro foi conectado ao amplificador, à placa de aquisição e à placa mãe de um computador com software Labview 7.1[®] propriamente configurado para os ensaios. A conversão e transmissão dos sinais analógicos para digital foram feitas com uma placa de aquisição de dados USB, marca National Instruments, modelo NI USB-6216 PCI e bloco de conectores da mesma marca.

Os dados obtidos no Labview forneceram um arquivo txt com três colunas distintas (componentes ortogonais de força x , y e z). A Figura 21 apresenta o

sistema de coordenadas do dinamômetro. Os avanços da ferramenta utilizados nos ensaios ocorreram no sentido negativo da direção y.

Figura 21 - Sistema de coordenadas para o dinamômetro.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Com as componentes ortogonais do sinal de força, foi possível determinar a força de apoio (eixo x), de avanço (eixo y) e passiva (eixo z). A força de corte foi aproximada à força ativa, obtida pela soma vetorial entre as forças de apoio e avanço.

Para o cálculo da energia específica de corte, os sinais de força de corte decorrentes de cada combinação das condições de usinagem foram pós-processados por meio de uma rotina computacional desenvolvida em Matlab[®] V R2010a. A energia específica foi obtida pela razão entre a velocidade de corte e o volume removido de material, multiplicada pela integral da curva força de corte *versus* tempo de usinagem.

3.3 Corpo de Prova

Os corpos de prova foram confeccionados a partir do aço COS AR60 na versão como grãos ultrafinos (GUF). O aço COS AR60, originalmente fornecido pela Usiminas-Cubatão na forma de chapa grossa laminada, foi submetido a um tratamento termomecânico para obtenção de uma estrutura de grãos ultrafinos.

Corpos de prova de dimensões 25 x 25 x 100 mm, extraídos da chapa grossa, foram submetidos ao processamento termomecânico de laminação a morno para refino de grão. Uma redução de 50% na espessura dos corpos de prova foi feita em um laminador FENN modelo 051.

O processo de refino de grão utilizado é uma patente depositada no INPI (Instituto Nacional de Propriedade Intelectual) com código de registro PI1107247-4, depositada em 28/01/2011 e publicada em 25/09/2012 (Instituto Nacional da Propriedade Industrial, 2012), com patente concedida em 07/08/2018 e publicada na RPI 2483. A composição química nominal do material da peça pode ser visualizada na Tabela 2.

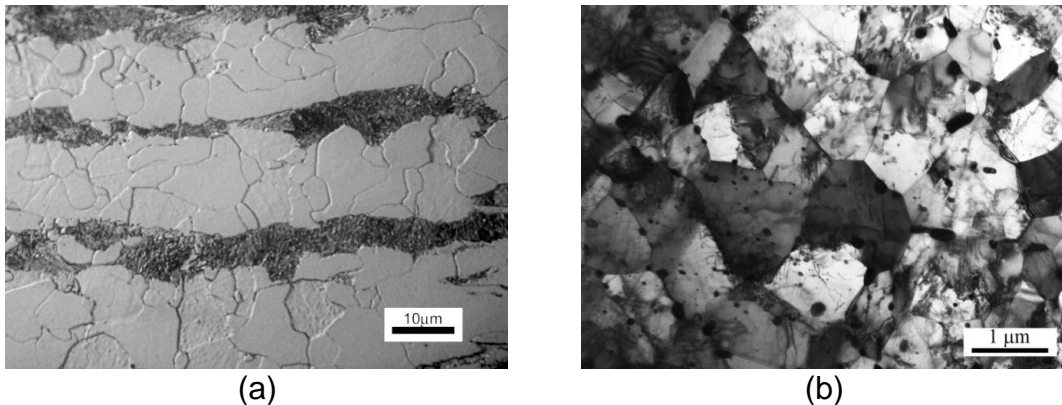
Tabela 2 - Composição química do aço COS AR60 utilizado nos ensaios de usinagem (% em peso).

C	Mn	P	S	Si	Al	Cu	Cr	Ni	Nb	V	Ti	Ceq
0,15	1,49	0,027	0,009	0,27	0,046	0,005	0,276	0,008	0,048	0,044	0,016	0,40

Fonte: Assis (2013)

Após o tratamento termomecânico, o material passou a ter uma dureza de 216 HV e tamanho médio de grão de 0,7 μm . Na forma como recebido, a dureza era 192 HV e tamanho médio de grão de 11 μm . A Figura 22 apresenta a microestrutura do material COS AR60 como recebido e com grãos ultrafinos. O material como recebido apresenta microestrutura com matriz predominantemente composta por grãos ferríticos e esparsas colônias de perlita geradas pelo bandeamento do carbono decorrente do processo de laminação do material. A versão com grãos ultrafinos é constituída de fase única com predominância de ferrita, e formação de cementita globular nos contornos de grão (estruturas negras globulares de tamanho manométrico).

Figura 22 - Micrografia do aço COS AR60 (a) como recebido e (b) com grãos ultrafinos.



Fonte: Assis (2013)

Deste modo, os corpos de provas provenientes do referido material na versão GUF foram esquadrejados e retificados nas dimensões de 58 x 26 x 10 mm. Essas dimensões foram definidas, na tentativa de aproveitar o máximo dos laminados do GUF obtidos após o processo de refino. Além disso, quatro furos foram feitos para fixá-los no dinamômetro (Figura 15, Figura 16 e Figura 17).

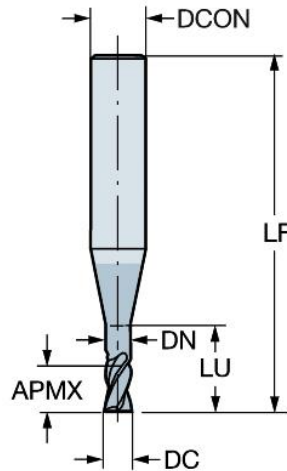
Para os corpos de prova utilizados no fresamento assimétrico concordante e discordante, foram usinados previamente filetes de 800 μm de largura e 220 μm de altura (Figura 16). O mesmo procedimento foi adotado para os corpos de prova destinados para o fresamento simétrico em face, em que filetes com 0,5 mm de largura e 220 μm de altura foram previamente usinados, como pode ser verificado na Figura 17.

3.4 Ferramenta de Corte

Foi utilizada uma fresa de topo inteiriça de metal duro fabricada pela Sandvik Coromant. A ferramenta possui duas arestas de corte, revestimento de TiAlN, código R216.32-00830-AI08G 1620 e raio de aresta (Re) $1,9 \pm 0,1 \mu\text{m}$. A ferramenta possui diâmetro de 800 μm e os parâmetros de corte adotados estão de acordo como catálogo do fabricante. A Figura 23 apresenta as principais características da microfresa e a

Tabela 3, as informações referentes à geometria da ferramenta. Foi aplicado uma ferramenta nova para cada réplica das condições de usinagem.

Figura 23 - Desenho da microfresa de topo utilizada nos ensaios de microfresamento.



Fonte: Sandvik Coromant (2017).

Tabela 3 - Dimensões da microfresa utilizada nos ensaios.

Código	Dimensões [mm]					
	D _c	APMX	DCON	DN	LF	LU
R216.32-00830-AI08G 1620	0,8	0,8	6	0,76	57	4

Fonte: Sandvik Coromant (2017).

3.5 Tipo de fresamento cálculo do percurso de corte

Tradicionalmente, a evolução do desgaste da ferramenta na usinagem mecânica convencional é descrita em função do comprimento linear percorrido pela ferramenta (percurso de avanço), tempo de corte (que depende da velocidade de avanço), volume de cavaco removido ou taxa de remoção de material. Em microfresamento, estudo em questão, o avanço por dente da ferramenta é da ordem de microns (10^{-6} m) e o diâmetro da fresa é menor do que 1mm. Além disso, na escala micro, existe o efeito do sulcamento. Logo, para o fresamento frontal de topo, a espessura de corte pode variar entre valores menores e maiores que h_{min} . Cumpre informar que para esse experimento, o h_{min} considerado foi de 30% do raio da aresta da ferramenta.

Assim, este trabalho considera o percurso (espaço) de corte percorrido por cada aresta da ferramenta sobre a peça na direção de corte, como uma proposta de critério de referência para avaliar, por exemplo, o comportamento dos desgastes de uma microfresa. No fresamento, o percurso de corte (P_c) corresponde a soma de todos os semicírculos formados por cada aresta de corte. Objetiva-se com isso

discretizar o efeito de cisalhamento e de sulcamento durante todo percurso de corte percorrido pela ferramenta.

Assim, o percurso de corte pode ser definido pela multiplicação entre número de corte no tempo de corte (n_c), pelo comprimento linear percorrido por cada aresta (C), na direção de corte:

$$P_c = n_c \cdot C \quad (02)$$

Logo, o comprimento linear (C) percorrido por cada aresta, na direção de corte é calculado em função do ângulo de contato (Ψ) como pode ser observado na Figura 24, pois guardam relação geométrica direta.

O número de cortes no tempo de corte corresponde ao número de rotações (n_r) multiplicado pelo número de dentes (z) da ferramenta:

$$n_c = n_r \cdot z \quad (03)$$

O número de rotações no tempo de corte corresponde à rotação do eixo árvore (n) multiplicada pelo tempo de corte (t_c):

$$n_r = n \cdot t_c \quad (04)$$

O tempo de corte [min] e a velocidade de avanço (v_f) são descritas por:

$$t_c = \frac{L_c}{v_f} \quad (05)$$

$$v_f = n \cdot f_z \cdot z \quad (06)$$

Substituindo as equações (03), (04), (05) e (06) em (02), tem-se o percurso de corte generalizado que pode ser aplicado nos fresamentos frontais simétricos em cheio e em face e nos fresamentos assimétricos concordante e discordante, tendo apenas que considerar o perímetro de corte para cada tipo.

$$P_c = \left(\frac{L_c}{f_z} \right) \cdot C \quad (07)$$

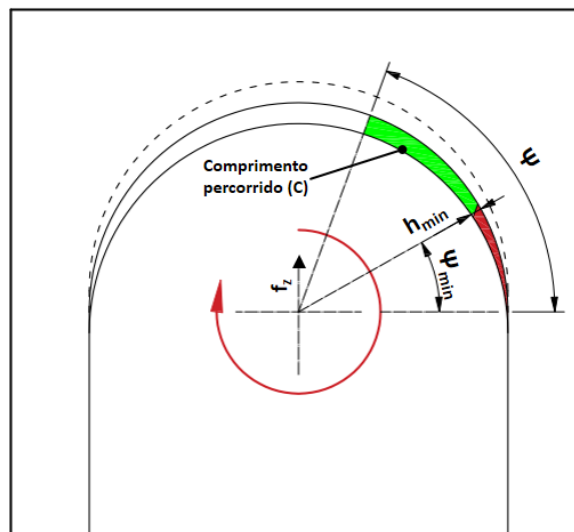
A equação (06) calcula o percurso de corte total considerando a soma da região de cisalhamento ($h > h_{\min}$) e sulcamento ($h < h_{\min}$).

De acordo com Ferraresi (1970), o ângulo de contato é uma relação entre a espessura de corte e o avanço por dente. No microfresamento, o processo de corte é afetado pela espessura mínima para formação do cavaco. É possível encontrar então um ângulo de engajamento ($\psi_s = \psi_{min}$) até que a espessura mínima de corte (h_{min}) seja atingida e, assim, a força de cisalhamento será majoritária, ou vice-versa (Figura 24).

Para calcular o percurso de corte apenas para o corte quando $h < h_{min}$ (sulcamento), basta assumir o comprimento linear (C) percorrido pela aresta de corte apenas na respectiva região ($C=C_s$).

A Figura 24 exemplifica o comprimento linear para $h < h_{min}$ e $h > h_{min}$, e correlaciona com respectivo ângulo de contato.

Figura 24 - Variáveis do percurso de corte a cada volta da ferramenta em microfresamento frontal.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Assim, da Figura 24 tem-se:

$$\psi_s = \text{sen}^{-1} \left(\frac{h_{min}}{f_z} \right) \quad (08)$$

Geometricamente e correlacionando as equações de (02) à (08), é possível definir os percursos em corte total (P_c) e, o percurso de corte apenas por sulcamento (P_{c_s}) quando $C=C_s$.

A Tabela 4 organiza as equações para cada tipo de corte.

Tabela 4 - Equações do ângulo de engajamento, comprimento linear para cada tipo de corte.

CH	CC/CD	CF	Eq.
$\psi = 180^\circ$	$\psi = \cos^{-1}\left(1 - \frac{2 \cdot a_e}{D_c}\right)$	$\psi = 2 \cdot \text{sen}^{-1}\left(\frac{a_e}{D_c}\right)$	(09)
$C = \frac{\pi \cdot D_c}{2}$	$C = \left(\frac{\pi \cdot D_c}{360}\right) \cdot \cos^{-1}\left(1 - \frac{2 \cdot a_e}{D_c}\right)$	$C = \left(\frac{\pi \cdot D_c}{180}\right) \cdot \text{sen}^{-1}\left(\frac{a_e}{D_c}\right)$	(10)
$\psi_s = \text{sen}^{-1}\left(\frac{h_{min}}{f_z}\right)$	$\psi_s = \text{sen}^{-1}\left(\frac{h_{min}}{f_z}\right)$	-	(11)
$C_s = \left(\frac{\pi \cdot D_c}{180}\right) \cdot \text{sen}^{-1}\left(\frac{h_{min}}{f_z}\right)$	$C_s = \left(\frac{\pi \cdot D_c}{360}\right) \cdot \text{sen}^{-1}\left(\frac{h_{min}}{f_z}\right)$	-	(12)

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Substituindo a equação (10) na equação (07), obtém-se o percurso de corte, respectivamente para cada tipo de corte; substituindo a equação (12) na equação (07), obtém-se apenas o percurso de corte sobre o efeito do sulcamento.

Com as equações, definiu-se o percurso de corte final de 98,018m, adotado como critério de parada para as análises dos desgastes na microfresa, bem como o instante para medições de rugosidade da peça e cálculo da energia específica de corte. Este percurso de corte foi mantido constante para todas condições de usinagens definidas na Tabela 1.

As dimensões dos corpos de provas foram definidas em função da matéria-prima proveniente do processo de obtenção do GUF, sendo estes dimensionados para aproveitar, da melhor forma, os laminados refinados. Além disso, adotou-se como trajetória de avanço o sentido perpendicular ao da laminação. Logo, para atingir o mesmo percurso de corte para todas condições usinadas, houve a necessidade de calcular a quantidade de canais para cada condição, elencados na Tabela 5. Para isso, o valor de L_c da equação (07) é calculado multiplicando-se a largura do corpo de prova pelo número de canais usinados:

$$L_c = 26 \cdot (N^\circ \text{ de canais}) \quad (13)$$

Tabela 5 - Quantidades de canais usinados em cada condição de usinagem para cumprir o percurso de corte de 98,018 metros.

Tipo de corte	Avanço	Nº de canais
CH	3 µm/z	9
CH	10µm/z	30
CC	3 µm/z	21
CC	10µm/z	72
CD	3 µm/z	21
CD	10µm/z	72
CF	3 µm/z	21
CF	10µm/z	70

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Em decorrência do modelo matemático apresentado, o tempo efetivo de corte (t_e) pode ser calculado, considerando o percurso de corte e a velocidade de corte. O tempo efetivo de corte considera apenas o período em que a ferramenta mantém efetivamente o contato com a peça (MACHADO et al, 2015):

$$t_e = \frac{P_c}{v_c} \quad (14)$$

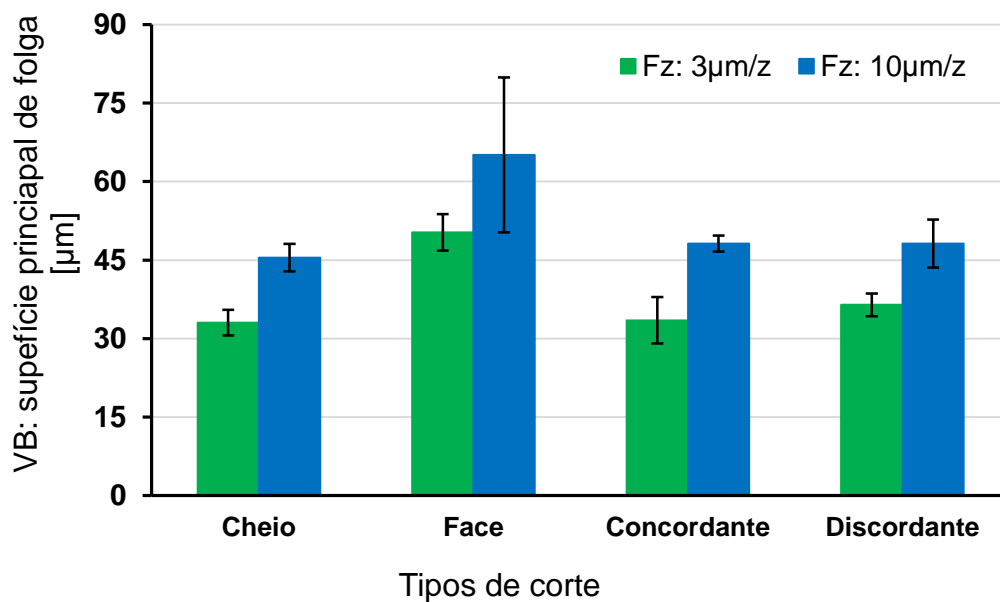
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Desgaste de Flanco

Nesta seção serão apresentados e discutidos os resultados dos níveis de desgastes de flanco atingidos no microfresamento frontal de topo referente ao percurso de corte de 98,018m.

O desgaste de flanco é o mais comum entre os desgastes e, em uma microfresa, este tipo de desgaste ocorre nas superfícies principal e secundária de folga. A Figura 25 mostra o comportamento do desgaste na superfície principal de folga em função dos tipos de cortes executadas e da variação do avanço.

Figura 25 - Desgaste de flanco da superfície principal de folga na microfresa de topo.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Verifica-se que em todas as condições de usinagem realizadas nesta pesquisa, o maior avanço testado (10 µm/z) promove maiores desgastes de flanco na superfície de folga principal da ferramenta. Ademais, o corte em face apresentou maiores valores de desgaste. Contudo, esta análise somente poderá ser provada se verificada estatisticamente através do estudo de sensibilidade da resposta. Por este motivo, apresenta-se a seguir a Análise de Variância (ANOVA) sobre os resultados de desgastes mostrados na Figura 25. A Tabela 6 apresenta o quadro ANOVA, onde

os efeitos das variáveis de entrada e suas interações de primeira ordem no desgaste são indicados através do valor de probabilidade P.

Tabela 6 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte no desgaste da superfície principal de folga ($R^2= 87,46\%$).

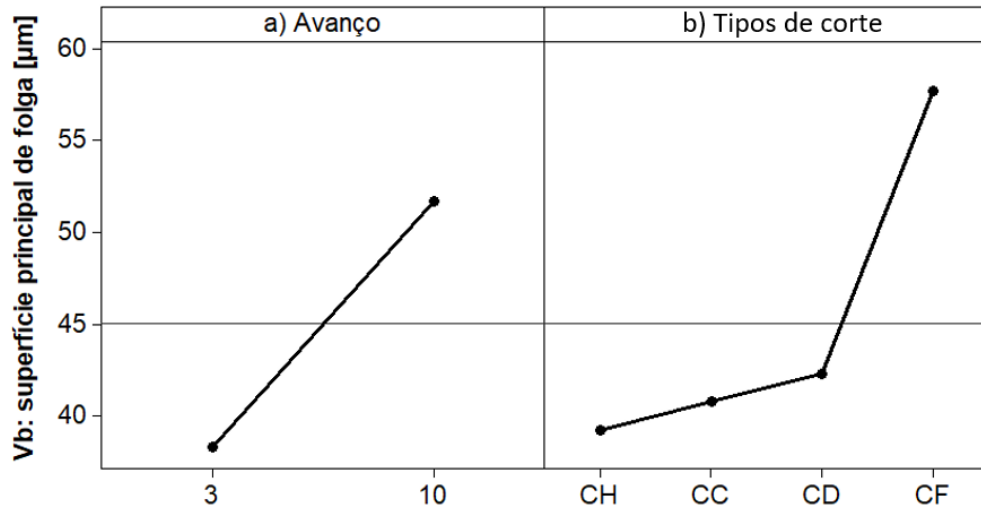
Fator de controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
Avanço	1	1080,01	1080,01	14,07	0,002
Tipos de corte	3	1314,86	438,29	5,71	0,007
Ava. x Tipo	3	10,93	3,64	0,05	0,986
Erro	16	1228,21	76,76		
Total	23	2482,14			

Fonte: Elaboração do próprio autor.

A partir dos resultados da ANOVA (Tabela 6), é possível constatar que o avanço afeta significativamente no comportamento do desgaste gerado na superfície principal de folga da microfresa de topo ($P = 0,2\% < \alpha = 5\%$), o que pode ser observado na Figura 26 (a), uma vez que os valores de desgastes variam significativamente em torno da média ($VB_{méd} \approx 45 \mu m$). Deste modo, pode-se afirmar com 95% de confiança que o aumento do avanço eleva os níveis de desgaste das arestas principais de corte, ou seja, o incremento de 233% no avanço resulta em 35% de aumento do desgaste da superfície principal de folga em uma microfresa de topo.

É possível constatar também que o tipo de corte afeta significativamente no comportamento do desgaste da superfície principal de folga da microfresa de topo. Tal fato é observado pois a probabilidade foi menor que o nível de significância adotado na ANOVA ($P = 0,7\% < \alpha = 5\%$), o que também pode ser verificado graficamente na Figura 26 (b).

Figura 26 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b), sobre o desgaste de flanco na superfície principal de folga.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Verifica-se que a variação do desgaste da superfície principal de folga depende diretamente do avanço, independente da interação com o efeito do tipo de corte. Essa observação é confirmada com os dados de ANOVA (Tabela 6), uma vez que a interação entre os fatores de controle não foi significativa ($P = 98,6\% > \alpha = 5\%$), ou seja, qualquer uma das variáveis de entrada não depende do nível da outra para influir na resposta.

A Tabela 7 indica a diferença percentual do desgaste de flanco da superfície de folga principal, ao se comparar o corte em cheio e avanço de $3\mu\text{m/z}$ com as demais condições ensaiadas. Observa-se que o corte em cheio e concordante com avanço de $3\mu\text{m/z}$ apresentaram o melhor desempenho com menores valores de desgaste na superfície de folga principal.

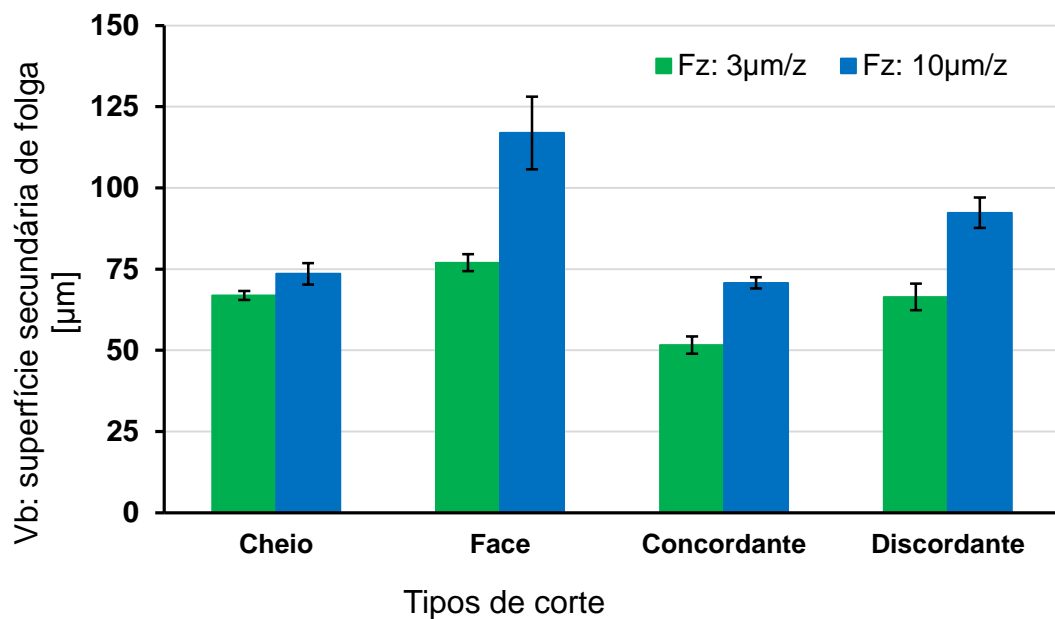
Tabela 7 - Redução percentual do desgaste na superfície de folga principal.

Menor desgaste	Avanço	Comparadas	Diferença percentual no desgaste
	3 µm/z	Face	34,3%
		Concordante	1,4%
		Discordante	9,4%
Corte em cheio Fz: 3 µm/z	10 µm/z	Cheio	27,4%
		Face	49,3%
		Concordante	31,4%
		Discordante	31,4%

Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 27 indica o comportamento do desgaste na superfície de folga secundária em função das condições de usinagem realizadas e da variação do avanço da ferramenta. Também é possível verificar que o avanço da ferramenta de $10 \mu\text{m}/\text{z}$ promove maiores valores de desgastes de flanco na superfície de folga secundária. Além disso, o corte em face também atingiu maiores valores de desgaste, quando comparadas com as demais condições realizadas.

Figura 27 - Desgaste de flanco da superfície secundária de folga na microfresa de topo.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Visando validar estatisticamente os resultados de desgastes na superfície secundária de folga, apresenta-se na Tabela 8 o quadro ANOVA, onde os efeitos das variáveis de entrada e suas interações de primeira ordem no desgaste de flanco são indicados através do valor de probabilidade P.

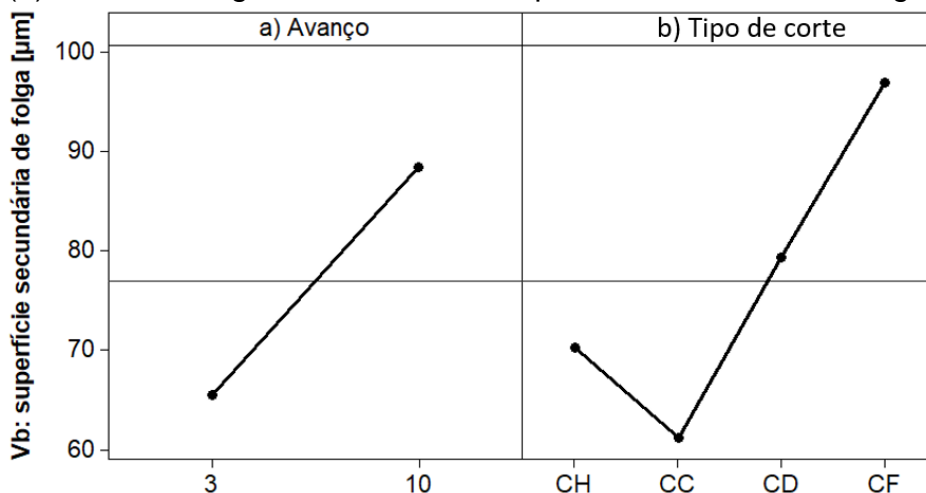
Tabela 8 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte no desgaste da superfície secundária de folga ($R^2= 78,38\%$).

Fator de controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
Avanço	1	3154,0	3154,0	9,95	0,006
Tipos de corte	3	4192,9	1397,6	4,41	0,019
Ava. x Tipo	3	865,5	288,5	0,91	0,458
Erro	16	5072,4	317,0		
Total	23	13284,8			

Fonte: Elaboração do próprio autor.

É possível constatar que o avanço e o tipo de corte influenciam significativamente no comportamento do desgaste de flanco da superfície de folga secundária. De acordo com o quadro ANOVA, as probabilidades (P) foram de 0,6% para o avanço e 1,9% para o tipo de corte, ou seja, foram menores que o nível de significância (α) adotado de 5%. Esses resultados também podem ser observados na Figura 28 (a), uma vez que os valores de desgastes variam significativamente em torno da média ($V_{Bméd} \approx 77 \mu\text{m}$). Deste modo, pode-se afirmar com 95% de confiança que o aumento do avanço eleva os níveis de desgaste das arestas secundária de corte, ou seja, o incremento de 233% no avanço resulta em 35% de aumento do desgaste da superfície secundária de folga em uma microfresa.

Figura 28 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipo de corte (b), sobre o desgaste de flanco da superfície secundária de folga.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Verifica-se também que a interação entre os fatores de controle não foi significativa ($P = 45,8\% > \alpha = 5\%$) no desgaste de flanco da superfície secundária de folga, ou seja, qualquer uma das variáveis de entrada não depende do nível da outra para influenciar na resposta.

A Tabela 9 indica a diferença percentual do desgaste de flanco da superfície de folga secundária, ao se comparar o corte concordante e avanço $3\mu\text{m/z}$ com as demais condições de usinagem ensaiadas. Deste modo, o corte concordante e avanço de $3\mu\text{m/z}$ apresentou o melhor desempenho com menores valores de desgaste de flanco na superfície de folga secundária, quando comparada com as demais condições de usinagem.

Tabela 9 - Redução percentual do desgaste na superfície secundária de folga.

Menor desgaste	Avanço	Comparadas	Diferença percentual no desgaste
Corte concordante Fz: $3\mu\text{m/z}$	$3\mu\text{m/z}$	Cheio	22,8%
		Face	32,9%
		Discordante	22,3%
	$10\mu\text{m/z}$	Cheio	29,8%
		Face	55,9%
		Concordante	27,1%
		Discordante	44,1%

Fonte: Elaboração do próprio autor.

De forma geral, nota-se que o desgaste é maior quanto maior for o avanço por dente da ferramenta, sendo ainda intensificado pela mudança do tipo de corte, com maiores níveis de desgaste para corte em face. Deste modo, o desgaste não está sendo governado pelo efeito de sulcamento, pois quanto maior o avanço, menores serão os níveis de deformação elastoplástica para corte em cheio.

Para o corte em face, não há efeito do sulcamento no início e no fim da formação do cavaco (Figura 4), pois o cavaco se forma com uma espessura inicial acima da espessura mínima de corte. Há o aumento do impacto das arestas de corte para o corte em face, que sugere o aumento no desgaste da ferramenta e, em termos prático, resulta na redução da vida da mesma. Isso justifica o maior nível de desgaste atingido na condição de corte em face para maior avanço na usinagem.

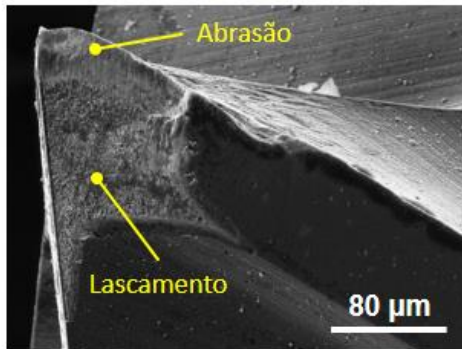
As Figuras 29 e 30 indicam qualitativamente o estado final da ferramenta após percorrer o percurso de corte de 98,018 m. A comparação das imagens reforça a hipótese de que intensidade da evolução do desgaste não é governada pelo efeito de sulcamento e sim pelo impacto sofrido pela aresta de corte a cada rotação da microfresa, durante a operação de remoção de material e formação do cavaco, visto que o tipo de corte foi o fator significativo (quadro ANOVA).

Para condição constatada com maior nível de desgaste (CF_Fz10), verifica-se nas imagens que houve perdas de uma grande porção da aresta da ferramenta devido ao lascamento, sendo esta avaria, responsável por influenciar significativamente na vida da ferramenta. Ademais, o aumento do avanço intensifica o impacto no corte em face. As imagens da Figura 29 corroboram com esta hipótese, pois há predominância de lascamento nas arestas de corte, ao passo que para condição de menor avanço e corte em cheio (Figura 30) observa-se apenas o desgaste de flanco com evidência dos mecanismos de aderência e abrasão.

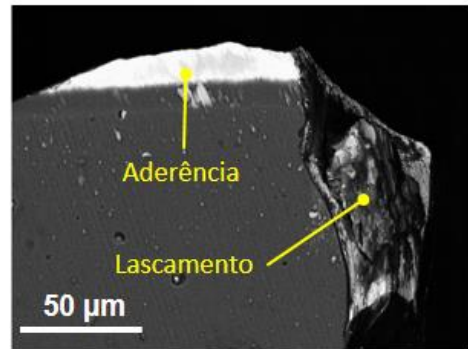
O gráfico da Figura 31 evidencia que para as condições ensaiadas em menores avanços da ferramenta têm maior porcentagem de sulcamento durante o percurso de corte de 98,018m, exceto para o corte em face. Tal efeito faz com que uma parcela de material da peça, que seria removida na forma de cavaco, seja extrudada entre a aresta de corte e a peça, ocasionando desgastes de flanco governados pelo fenômeno da aderência. Além disso, o mecanismo de desgaste por aderência é intensificado pela variação da espessura de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014), principalmente no corte em cheio. Portanto, possivelmente o efeito do sulcamento intensifica os desgastes decorrentes do fenômeno de aderência e abrasão.

Assim, é possível inferir que os fenômenos que governam o fim de vida no microfresamento frontal em altos avanços são principalmente avarias como o lascamento causado pelo impacto e, em menores avanços são os desgastes por aderência e abrasão potencializados pelo efeito de sulcamento.

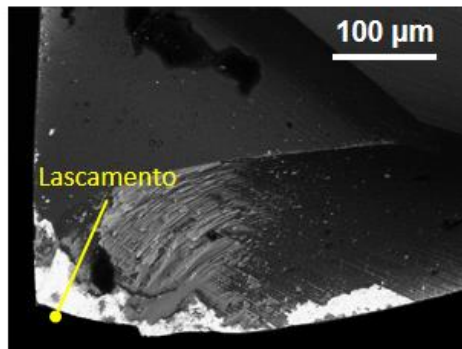
Figura 29 - Lascamento na aresta de corte: corte em face e avanço de $10\mu\text{m}/\text{z}$.



a) Vista frontal: superfície principal de folga



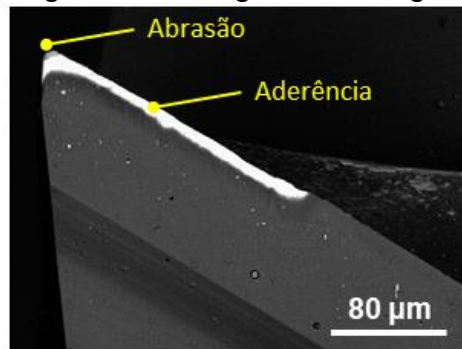
b) Vista lateral: superfície secundária de folga



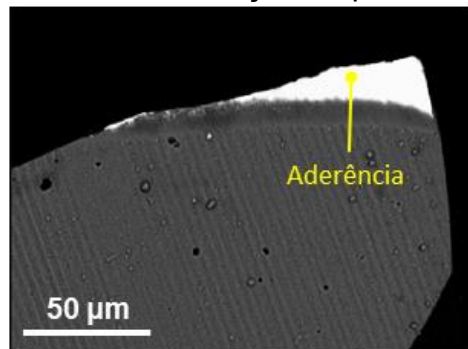
c) Vista superior: superfície de saída

Fonte: Elaboração do próprio autor.

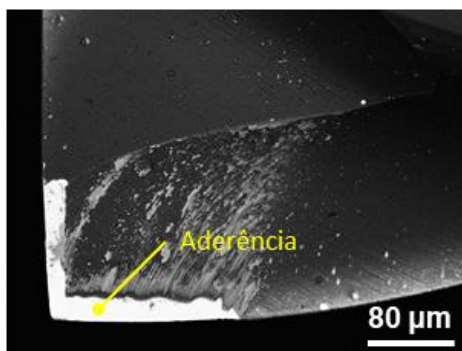
Figura 30 - Imagens de desgaste: corte cheio e avanço de $3\mu\text{m}/\text{z}$.



a) Vista frontal: superfície principal de folga



b) Vista lateral: superfície secundária de folga

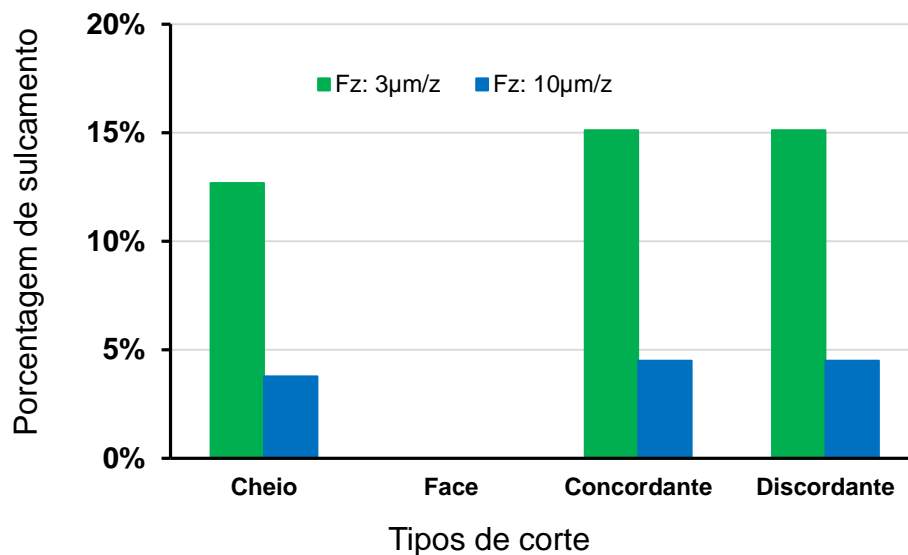


c) Vista superior: superfície de saída

Fonte: Elaboração do próprio autor.

O gráfico da Figura 31 indica a porcentagem de sulcamento referente ao percurso de corte de 98,018m. Essa porcentagem é calculada pela razão entre o percurso de corte em sulcamento (P_{cs}) e o percurso de corte total (P_c). Para condição de corte em face, a espessura inicial é igual a final e são de 2,34 μm e 7,81 μm respectivamente para os avanços estabelecidos de 3 $\mu\text{m}/\text{z}$ e 10 $\mu\text{m}/\text{z}$. Portanto não há sulcamento para as referidas condições, visto que a espessura mínima de corte é de 0,594 μm .

Figura 31 - Porcentagem de sulcamento em relação ao percurso de corte de 98,018m.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Como já observado, quando maior for a porcentagem de cisalhamento, maior será a tendência de ocorrer impactos da ferramenta e com isso, elevando os níveis de desgastes de flanco da microfresa, sobretudo, intensificado pela presença de avarias como o lascamento. Além disso, observa-se que o desgaste na superfície de folga secundária é em média 59% (Tabela 10) maior que na primária. Isso ocorre pois há maior contato entre o flanco secundário da ferramenta com a superfície já usinada.

A Tabela 10 elenca os desgastes de flanco médios das superfícies principal e secundária atingidos pela microfresa após usinar o percurso de corte de 98,18 m para cada condição ensaiada e fornece a diferença percentual entre elas.

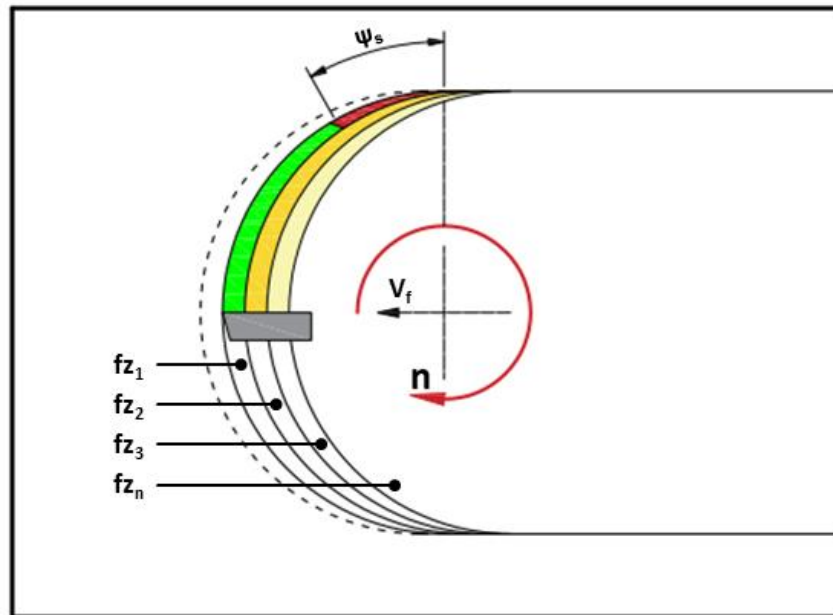
Tabela 10 - Razão no desgaste de flanco entre as superfícies de folga principal e secundária.

Condição	Desgaste de flanco nas superfícies		Razão [%]
	Principal [μm]	Secundária [μm]	
CH_F03	33,03	66,88	49,4
CF_F03	50,29	76,95	65,4
CC_F03	33,49	51,61	64,9
CD_F03	36,44	66,41	54,9
CH_F10	45,49	73,57	61,8
CF_F10	65,12	116,90	55,7
CC_F10	48,14	70,75	68,0
CD_F10	48,17	92,35	52,2
		Média	59,0

Fonte: Elaboração do próprio autor.

O maior nível de desgaste na superfície de folga secundária pode ser melhor entendido com o desenho esquemático da Figura 32. A imagem corresponde a discretização da interação da ferramenta com peça e indica as respectivas áreas de contato entre a superfície de folga secundária da ferramenta e a superfície usinada da peça para cada trajetória (fz_n) correspondente ao comprimento linear, paralelas ao plano de trabalho.

Figura 32 - Regiões de usinagem em função do avanço da ferramenta para microfresamento simétrico em cheio.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A velocidade de avanço garante que cada aresta da ferramenta remova uma porção de material da peça a cada percurso de avanço definido pelo avanço da ferramenta (fz). Quando o percurso de avanço for maior que o comprimento da aresta secundária de corte (Figura 32), observa-se que uma região maior da aresta da ferramenta é solicitada e não somente a que corresponde a espessura de corte. Logo o comprimento radial do desgaste de flanco na aresta secundária é maior.

Na trajetória representada pela região de contato em verde, ora identificada por fz_1 , existe a predominância da usinagem pelo cisalhamento e mínima recuperação elástica do material, devido às deformações elásticas causadas pelas forças de usinagem, principalmente a força passiva. Ainda na mesma trajetória, quando a espessura de corte é menor do que a espessura mínima (região de contato vermelha), acontece o efeito de sulcamento e uma parcela maior de material é extrudada entre a interface ferramenta e peça, propiciando grande quantidade de material remanescente. As regiões subsequentes, em amarelo escuro identificada por fz_2 e amarelo claro identificada por fz_3 , representam superfícies com presença de material remanescente, que pode estar encruado devido ao corte do dente anterior. Assim, há contato com essas regiões subseqüente do corte, que contribui e agrava o desgaste de flanco das na superfície secundária da microfresa de topo. Por fim, o resultado será um comprimento radial maior de desgaste devido ao contato e maior

desgaste de flanco, quando comparada com o mesmo tipo de desgaste, no flanco da superfície principal de folga.

Ainda buscando entender qual o efeito dos tipos de corte nos níveis de desgaste de flanco nas superfícies de folga primárias e secundárias da microfresa, a Tabela 11 correlaciona o volume de material removido por cada ferramenta ao final do percurso de corte de 98,018 m e o ângulo de contato (equação (9)), para cada tipo de corte.

Tabela 11 - Volume de material removido no percurso de corte de 98,018 m.

Tipo de corte	Avanço	Volume [mm ³]	Ψ [°]
CH	3 $\mu\text{m/z}$	29,95	180°
CF		43,68	77,4°
CC		26,21	75,5°
CD		26,21	75,5°
CH	10 $\mu\text{m/z}$	99,84	180°
CF		145,60	77,4°
CC		89,86	75,5°
CD		89,86	75,5°

Fonte: Elaboração do próprio autor.

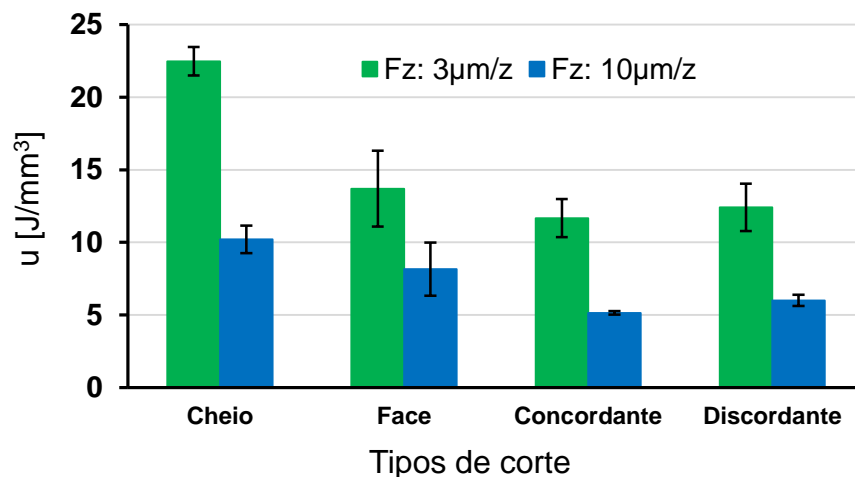
Verifica-se que o volume de material removido no corte em face é em média 63% maior que para as demais condições, independente do avanço da ferramenta. Vale observar que o tempo efetivo de corte foi o mesmo, visto que o percurso de corte e a velocidade de corte foram os mesmos em todas as condições. Além disso, o ângulo de contato para o corte em face, concordante e discordantes são aproximadamente iguais. Portanto, com essas correlações de dados é possível inferir que o maior volume de material removido, aliados aos impactos sofrido pela ferramenta tenham contribuído para elevar os níveis de desgaste. Além disso, quanto maior o avanço, maior o volume de material a ser usinado à cada comprimento linear (C), o que também eleva a intensidade do impacto.

4.2 Energia Específica de Corte

A energia específica de corte (u) é o parâmetro mais representativo do efeito de escala em um processo de usinagem. Tipicamente, o aumento do avanço por

dente da microfresa causa uma redução da energia específica de corte. Este comportamento pode ser evidenciado na Figura 33, que correlaciona os níveis médios de energia específica de corte obtidos para cada tipo de corte, quando usinado o percurso de corte de 98,018 m. Os erros associados às medições de energia específica de corte variam de 2,5 a 22,5%.

Figura 33 - Efeito do avanço da ferramenta na energia específica de corte, entre os tipos de corte.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que o aumento do avanço por dente, independentemente do tipo de corte, reduz a energia específica de corte. Contudo, esta análise somente poderá ser provada se verificada estatisticamente através do estudo de sensibilidade da resposta (energia específica de corte). Por este motivo, apresenta-se a seguir a Análise de Variância (ANOVA) sobre os resultados da energia específica de corte. A Tabela 12 traz o quadro ANOVA, onde os efeitos das variáveis de entrada e suas interações de primeira ordem na energia específica de corte são indicados através do valor de probabilidade P.

Tabela 12 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte na energia específica de corte ($R^2= 92,74\%$).

Fator de controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
Avanço	1	353,787	353,787	170,09	0,000
Tipos de corte	3	229,291	76,430	36,74	0,000
Ava. x Tipo	3	42,793	14,264	6,86	0,003
Erro	16	33,280	2,080		
Total	23	659,151			

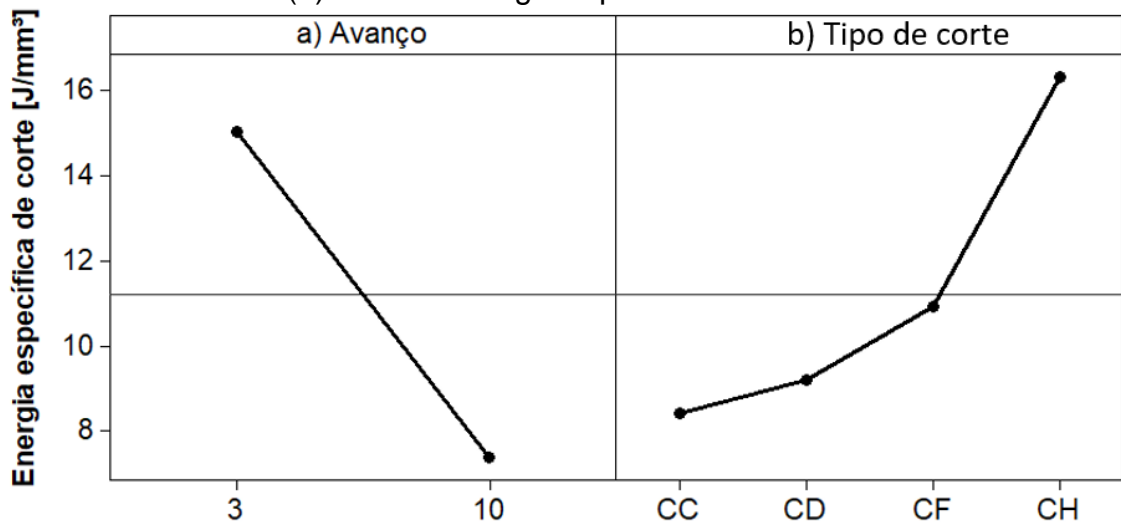
Fonte: Elaboração do próprio autor.

Verifica-se do Quadro ANOVA que o avanço por dente da ferramenta afeta significativamente a energia específica de corte, uma vez que a probabilidade foi menor que o nível de significância adotado na ANOVA ($P = 0\% < \alpha = 5\%$). A energia específica de corte diminuiu para o maior avanço da ferramenta e este comportamento também é governado pelo efeito do sulcamento.

Sabe-se da literatura que quanto menor o avanço, menor será a espessura de corte do cavaco e, em decorrência, maior será o sulcamento do material usinado, gerando maiores deformações elastoplásticas sem compromisso de remoção do material na forma de cavaco e assim, maiores níveis de energia específica de corte. Essa afirmação justifica a elevação da energia específica de corte para o avanço de $3\mu\text{m/z}$, pois conforme demonstrado, a porcentagem de sulcamento no percurso de corte é maior (Figura 31), consecutivamente a parcela de força decorrente do efeito de sulcamento é significativa, causando o aumento da energia específica de corte.

O tipo de corte também afeta significativamente a energia específica de corte, uma vez que a probabilidade foi menor que o nível de significância adotado na ANOVA ($P = 0\% < \alpha = 5\%$). Observa-se da Figura 34 que a energia específica é maior para corte em cheio. Este comportamento é governado pelo efeito do sulcamento, visto que para o corte em cheio, sobretudo com menor avanço, há uma parcela maior de sulcamento durante a remoção do material, elevando substancialmente a energia específica de corte.

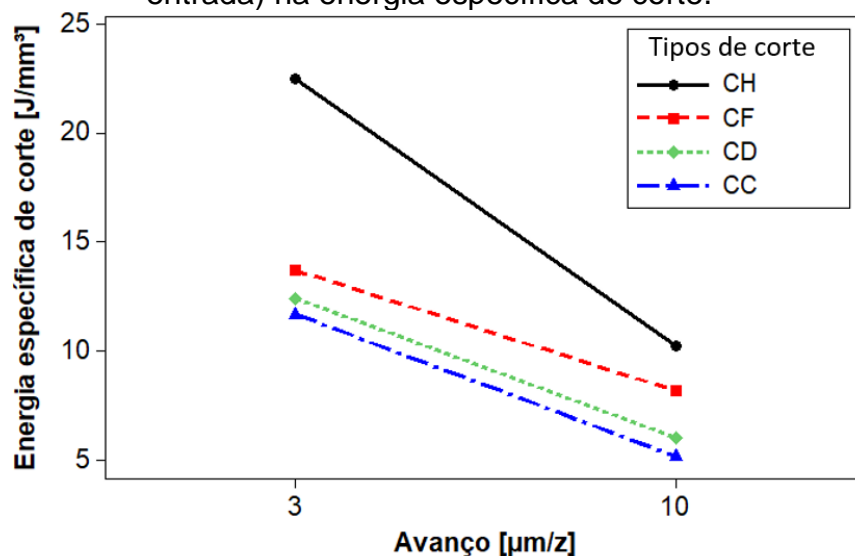
Figura 34 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b) sobre a energia específica de corte.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Assim, pode-se afirmar com 95% de confiança que o avanço da ferramenta e o tipo de corte afetam significativamente a energia específica de corte. Além disso, houve interação de primeira ordem entre o avanço da ferramenta e o tipo de corte ($P = 0,3\% < \alpha = 5\%$). A interação entre fatores de controle ocorre quando a mudança na resposta variando os níveis de um dado fator não é a mesma ao se variar os níveis de um segundo fator. Em termos gráficos (Figura 35), isso significa que a variação da energia específica de corte entre as condições de usinagem depende do avanço por dente da ferramenta.

Figura 35 - Gráfico do efeito de interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na energia específica de corte.

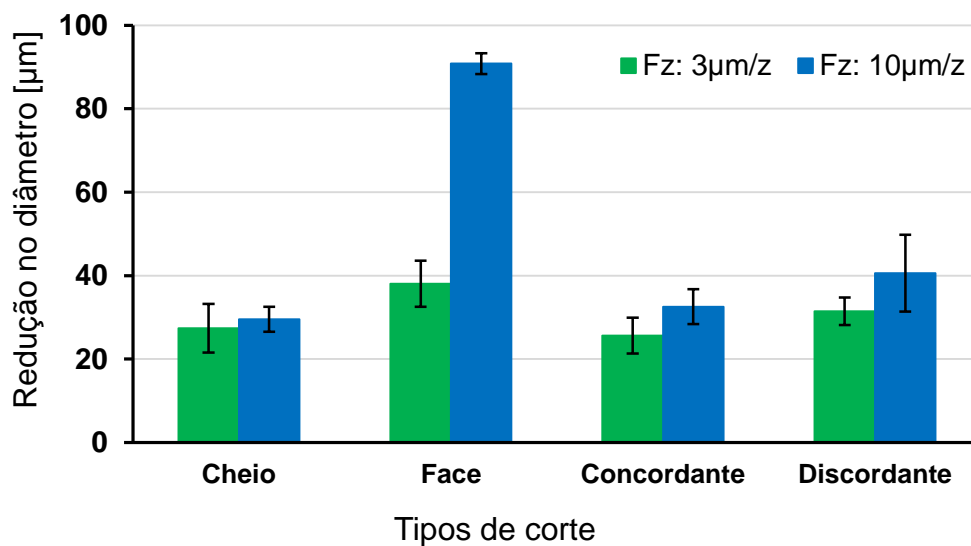


Fonte: Elaboração do próprio autor.

4.3 Redução do Diâmetro da Ferramenta

A redução do diâmetro da microfresa de topo devido ao desgaste, influencia de maneira prejudicial a qualidade final da peça, principalmente na usinagem de rebaixos, canais e cavidades, visto que impossibilita a realização de cantos retos por exemplo. Além disso, é uma forma de analisar a presença de desgaste nas arestas principais de corte. A Figura 36 possibilita visualizar a redução no diâmetro após a usinagem do percurso de corte de 98,018m, medido no topo da ferramenta.

Figura 36 - Redução do diâmetro da microfresa.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que as maiores reduções no diâmetro da microfresa ocorreram para o avanço da ferramenta de 10µm/z. Assim o efeito apresentado é diretamente proporcional ao avanço. Ademais, o corte em face e avanço de 10µm/z provocou maior redução no diâmetro.

Contudo, esta análise somente poderá ser comprovada estatisticamente, através do estudo de sensibilidade da resposta (redução do diâmetro), feita por meio da Análise de Variância (ANOVA). A Tabela 13 traz o quadro ANOVA, onde os efeitos das variáveis de entrada e suas interações de primeira ordem na redução do diâmetro da microfresa são indicados através do valor de probabilidade P.

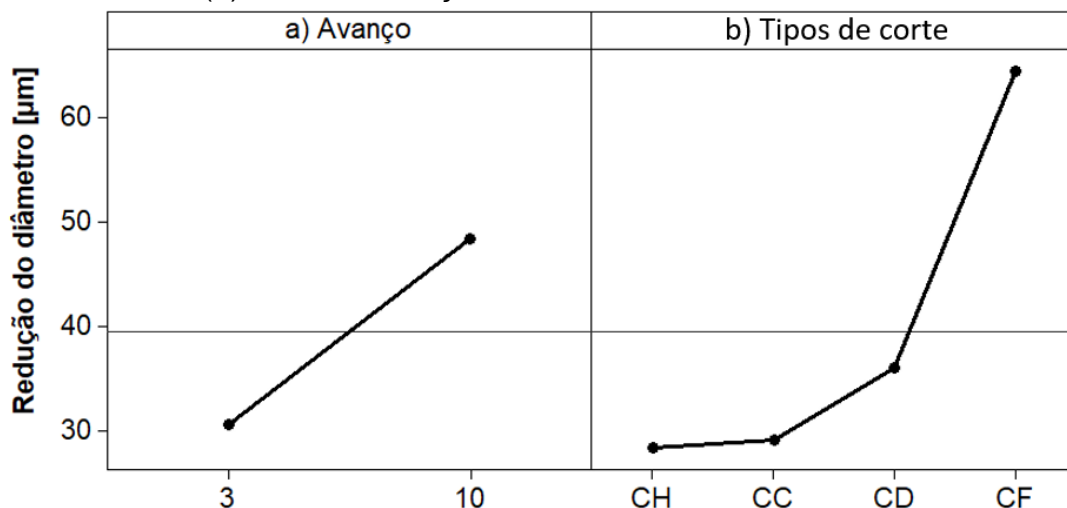
Tabela 13 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte na redução do diâmetro da microfresa ($R^2= 93,92\%$).

Fator de controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
Avanço	1	1888,1	1888,1	71,46	0,000
Tipos de corte	3	5182,5	1727,5	65,38	0,000
Ava. x Tipo	3	2493,5	831,2	31,46	0,000
Erro	16	422,7	26,4		
Total	23	9986,8			

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Adotando a mesma técnica já aplicada para a análise do quadro ANOVA, verifica que o avanço da ferramenta e o tipo de corte influenciam de forma significativa na redução do diâmetro da microfresa. De acordo com os resultados da Tabela 13, as probabilidades (P) formam menores que o nível de significância (α) adotado de 5%. Além disso, essas observações também podem ser verificadas na Figura 37(a), uma vez que os valores de redução no diâmetro da microfresa variam significativamente em torno da média ($39,5 \mu\text{m}$). Deste modo, pode-se afirmar com 95% de confiança que o aumento do avanço eleva os níveis de desgaste das arestas primária de corte ocasionando a redução no diâmetro da ferramenta. Em termos quantitativos, o incremento de 233% no avanço faz com que a redução no diâmetro seja de 58% maior.

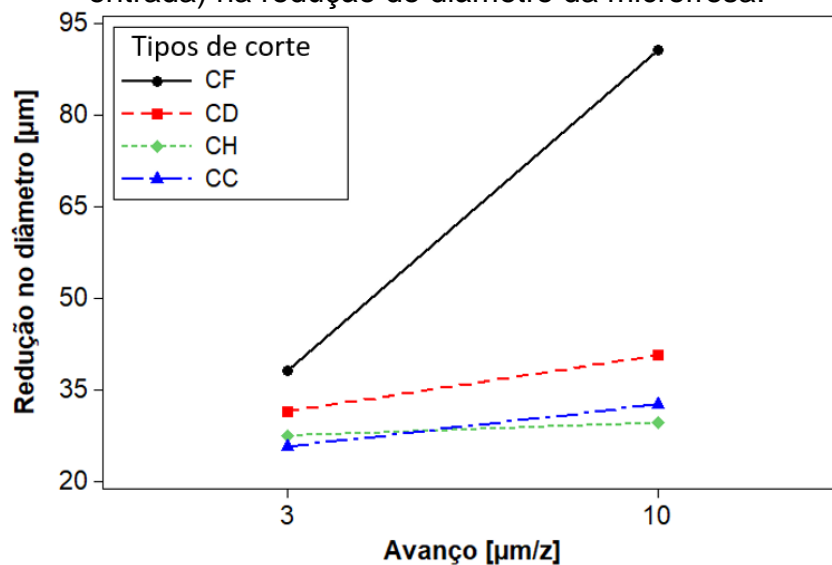
Figura 37 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b), sobre a redução do diâmetro da microfresa.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 38 mostra ainda a interação entre os fatores de controle (avanço da ferramenta e tipo de corte) sobre a resposta (redução do diâmetro). Observa-se que ocorreu interação entre os fatores, na medida em que a variação da redução do diâmetro é diferente, quando se varia do nível mais baixo para o mais alto de cada fator de controle. Em outras palavras, a influência de um dos fatores (por exemplo, avanço) na redução do diâmetro depende do nível do outro fator, neste caso, dos tipos de corte.

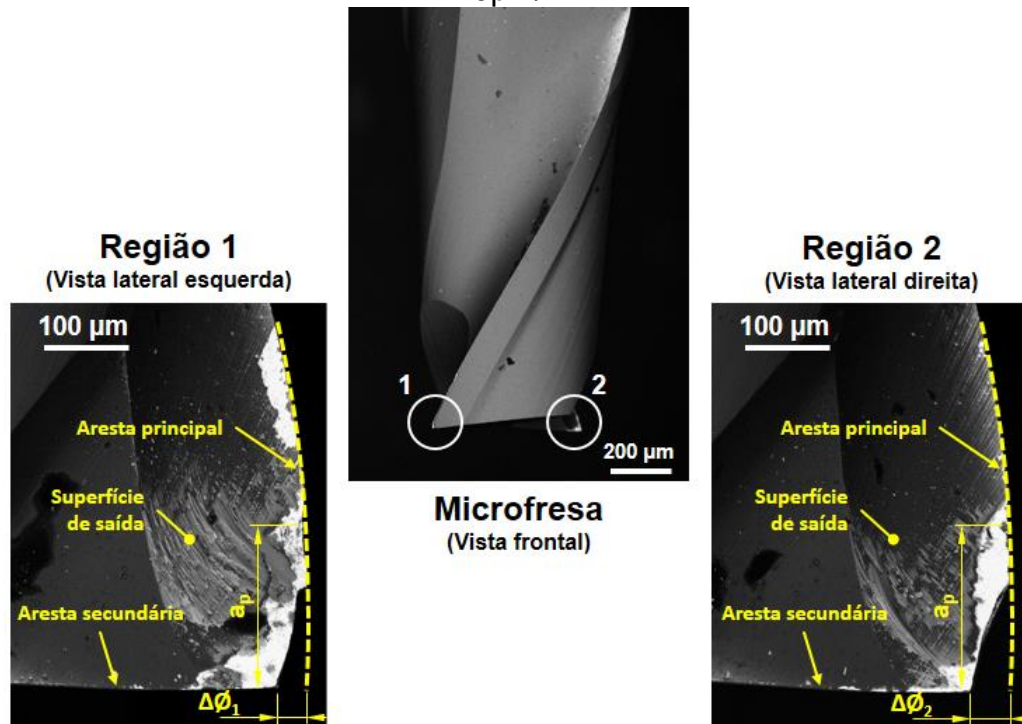
Figura 38 - Gráfico do efeito de interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na redução do diâmetro da microfresa.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Esses resultados corroboram com valores obtidos para o desgaste de flanco na superfície de folga primária, pois nos dois casos, os maiores níveis de desgaste estão associados às condições com maiores avanço. As imagens da Figura 39 ilustram a perda de material da ferramenta para condição mais crítica.

Figura 39 - Redução do diâmetro para usinagem de corte em face e avanço de $10\mu\text{m}/\text{z}$.



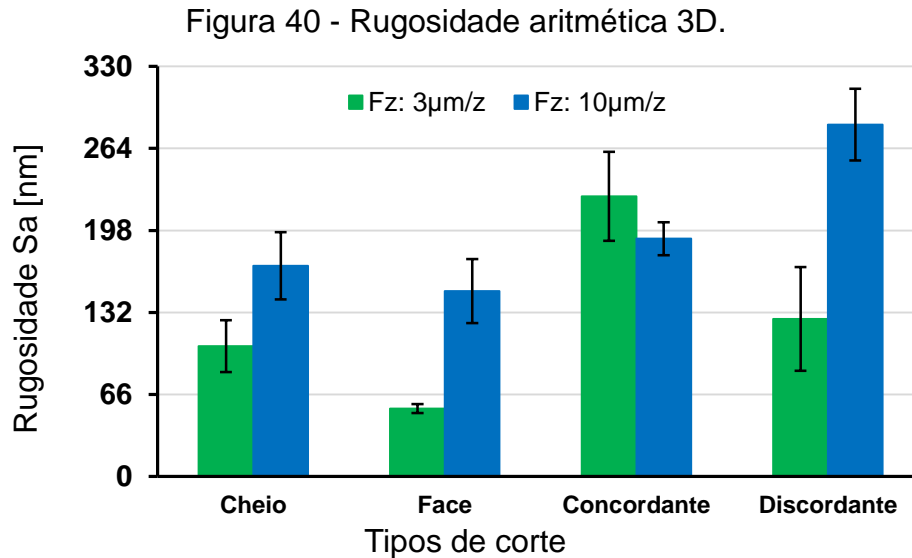
Fonte: Elaboração do próprio autor.

Correlacionando com os resultados de desgaste e energia específica de corte, é possível inferir que as maiores perdas de material são ocasionadas por avarias do tipo lascamento, visto que o efeito do sulcamento não foi o fator governante do desgaste para o percurso de corte de 98,018m.

4.4 Rugosidade

Rugosidade são marcas de avanço e falhas geradas pelo movimento relativo entre a ferramenta e a peça durante o processo de usinagem, ou seja, pode ser originada pela ação da interação da geometria de corte da ferramenta com a peça e o respectivo avanço por dente empregado (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014).

No gráfico da Figura 40 são mostrados os resultados de rugosidade aritmética 3D para as oito condições de usinagem executados nessa pesquisa. Os valores foram obtidos após todas as ferramentas percorrerem o percurso de corte de 98,018 m. Os erros associados às medições de rugosidade variam de 6,5 a 32% (média de 15,7%).



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que a rugosidade aritmética 3D é predominantemente maior para o avanço da ferramenta de 10 µm/z. Em linhas gerais, o aumento no avanço aumenta a rugosidade, exceto apenas para o corte concordante. Neste caso, pode-se dizer que as rugosidades aritméticas 3D são iguais para os dois valores de avanço por dente empregado no experimento, dado a variabilidade da média da rugosidade para as duas condições.

Visando validar os resultados de rugosidade média aritmética 3D (S_a) obtidos nos ensaios de usinagem, apresenta-se a Tabela 14 com os resultados da análise da variância (ANOVA) onde os efeitos das variáveis de entrada e suas interações de primeira ordem na rugosidade aritmética 3D são indicados através do valor de probabilidade P.

Tabela 14 - Quadro ANOVA do efeito do avanço da ferramenta e tipos de corte na rugosidade aritmética 3D ($R^2= 80,01\%$).

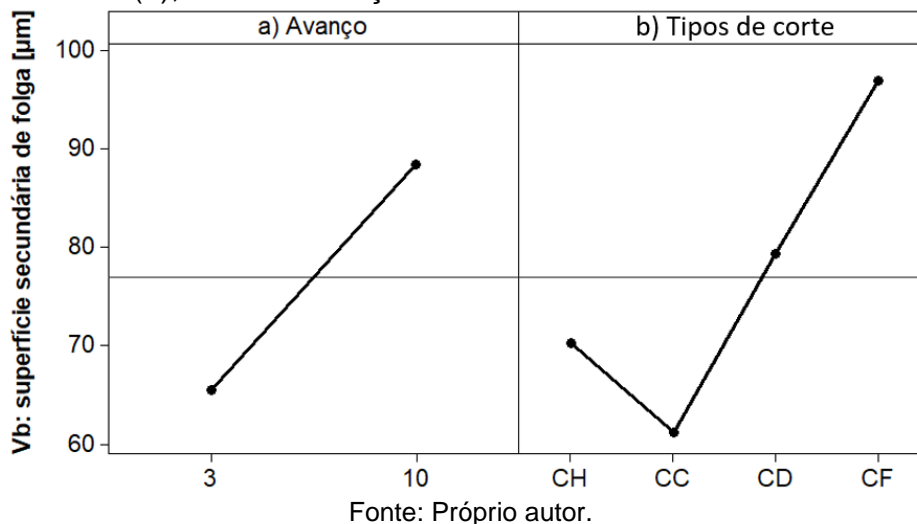
Fator de controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
Avanço	1	28509	28509	27,96	0,000
Tipos de corte	3	49389	16463	16,15	0,000
Ava. x Tipo	3	23121	7707	7,56	0,002
Erro	16	16314	1020		
Total	23	117332			

Fonte: Elaboração do próprio autor.

É possível constatar que o avanço por dente afeta significativamente a rugosidade S_a da superfície microfresada ($P = 0\% < \alpha = 5\%$) e este resultado pode ser constatado graficamente na Figura 41 (a). A rugosidade S_a varia significativamente em torno da média ($S_{a\text{méd}} = 164,28 \text{ nm}$) para os dois valores de avanço por dente. Em termos percentuais, o aumento no avanço em 233% eleva o valor da rugosidade aritmética em 53%.

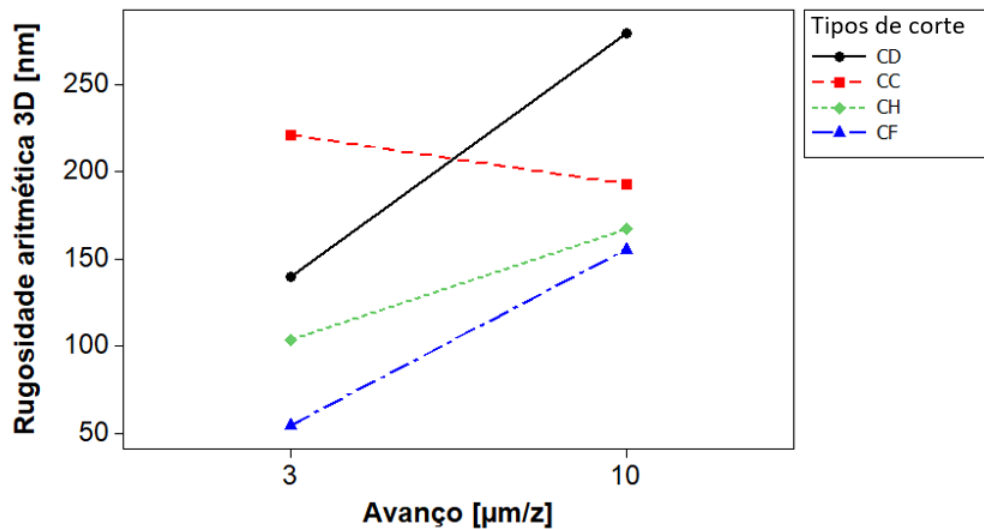
O tipo de corte também afeta significativamente a rugosidade S_a ($P \approx 0\% < \alpha = 5\%$) como pode ser observado pelo gráfico da Figura 41 (b). Nas imagens organizadas nas Figura 43 e Figura 44 é possível identificar os diferentes características na textura nas superfícies usinadas, dependendo da condição usinada.

Figura 41 - Gráfico dos efeitos principais avanço da ferramenta (a) e tipos de corte (b), sobre a redução do diâmetro da microfresa.



Ao se considerar a interação entre os fatores de controle, o avanço por dente e tipos de corte, o resultado da ANOVA mostra que essa interação tem significância na rugosidade S_a ($P = 0,2\% < \alpha = 5\%$), ou seja, as duas variáveis de entrada dependem uma da outra para influir na resposta. Em termos gráficos, isso significa que a variação da rugosidade S_a entre os valores de avanço por dente depende do tipo de corte. Portanto, para existir variação entre os valores de rugosidade quando se varia os valores de avanço por dente é necessário variar também o tipo de corte, conforme comportamento apresentado na Figura 42.

Figura 42 - Gráfico do efeito de interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na rugosidade aritmética 3D.



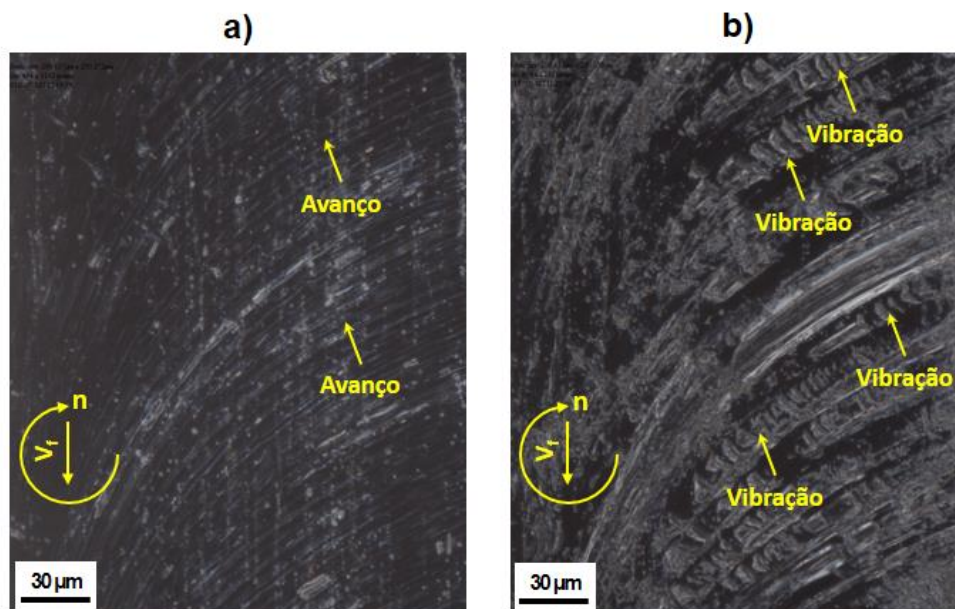
Fonte: Próprio autor.

O fresamento tem corte interrompido e as vibrações são inerentes ao processo, contudo elas foram mais intensas com aumento do avanço para o corte discordante. Arai (2008), ao estudar o efeito da flexão da ferramenta no processo de microfresamento comprovou esse fenômeno. Assim, é possível que aumento do avanço tenha provocado maiores níveis de vibração na ferramenta. Verifica-se na imagem da Figura 43 (a) apenas marcas de avanço bem orientadas, já na imagem da Figura 43 (b), além das marcas de avanços, apresenta danos periódicos de maiores amplitudes como marcas de vibrações, que sugerem o aumento no valor da rugosidade S_a . Além disso, no corte discordante, a espessura de corte aumenta progressivamente de zero até o valor máximo definido pelo avanço da ferramenta, e quando a aresta toca na peça, ela é forçada para dentro da peça e assim gerando atrito excessivo, além de grandes deformações plásticas da região ao invés de formar cavaco (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). Sabe-se ainda da teoria que nessa situação, a componente da força perpendicular à superfície fresada tende a afastar a ferramenta da peça, enquanto no fim da operação de um dente, a aresta cortante tende a arrancar a peça. Logo, há uma alternância no sentido das forças de usinagem durante o corte, propiciando vibrações na ferramenta e prejudicando o acabamento da peça.

No corte simétrico em cheio (Figura 44 (a)), verifica-se que há presença de escoamento de material do lado discordante, com maiores comprimentos linear (C) à cada percurso de corte da aresta para o avanço de $3\mu\text{m/z}$. Possivelmente este

comportamento tem correlação direta com o efeito de sulcamento, pois no início do corte ($h < h_{\min}$) o volume de material a ser removido não é suficiente para se deformar plasticamente e ser cisalhado, sendo então extrudado entre a superfície de folga da ferramenta e da peça, até que a espessura de corte mínima seja atingida e o material seja efetivamente removido. Com aumento do avanço, a porcentagem de sulcamento no percurso de corte será menor e com isso, menores serão as marcas de escoamento de material do lado discordante (Figura 44 (b)).

Figura 43 - Aspecto superficial influenciado pelo avanço por dente no corte discordante (a) $3 \mu\text{m}/\text{z}$ e (b) $10 \mu\text{m}/\text{z}$.

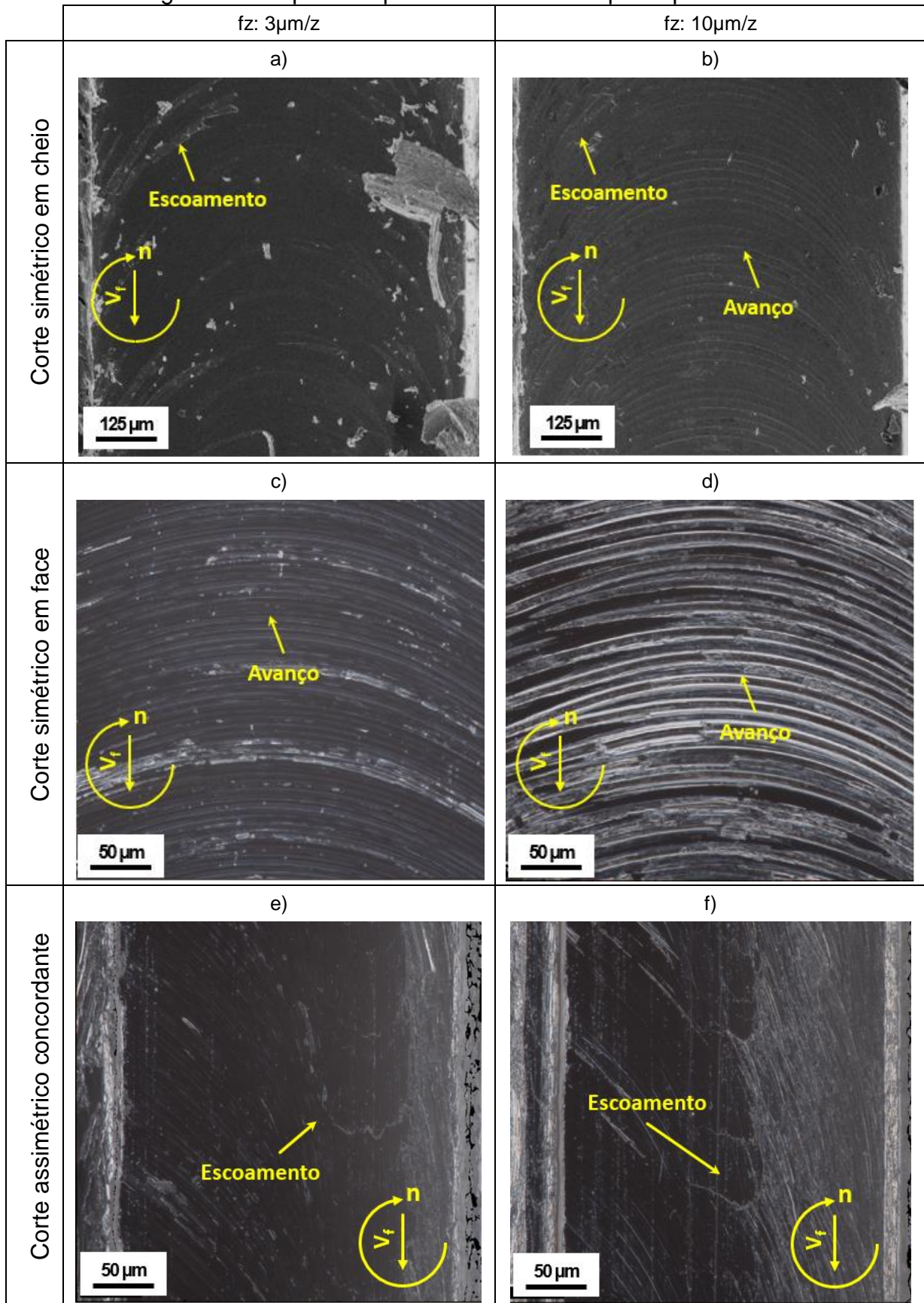


Fonte: Elaboração do próprio autor.

A remoção de material para o corte simétrico em face é predominantemente por cisalhamento e por isso a textura superficial é composta por marcas bem definidas de avanço durante todo percurso de corte. Quanto maior o avanço da ferramenta, mais espaçadas serão as marcas de avanços deixadas na superfície da peça, tendo uma relação direta com valor de rugosidade S_a , como pode ser observado nas imagens das Figura 44 (c) e (d).

Para o corte assimétrico concordante, as características de textura na superfície usinada são semelhantes para os dois níveis de avanço ensaiados (Figura 44 (e) e (f)). Observa-se marcas de escoamento lateral com amplitudes das irregularidades moderadas, o que culmina em baixos valores de rugosidade S_a .

Figura 44 - Aspecto superficial influenciado pelo tipo de corte.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

5 CONCLUSÕES

Apresentou um estudo acerca da influência dos tipos de corte (corte em cheio, em face, concordante e discordante) e do avanço por dente da ferramenta (3 e 10 $\mu\text{m}/\text{z}$) nos níveis de desgaste de flanco medidos na aresta de corte primária e secundária, na energia específica de corte, na redução do diâmetro e na rugosidade da peça. As análises dos resultados experimentais obtidos, aliadas à revisão da literatura, conduzem às seguintes conclusões:

- O avanço por dente ou o tipo de corte foram os fatores de significância na evolução do desgaste de flanco das superfícies de folga primárias e secundárias da microfresa de topo e o efeito do impacto foi o mecanismo governante no desgaste da ferramenta durante o corte, superando o efeito de sulcamento;
- Em altos avanços (5 vezes maior que o raio de aresta da ferramenta), o fim da vida da microfresa é causado principalmente por avarias do tipo lascamento e, para avanços menores (1,5 vez maior que o raio de aresta) os mecanismos governantes são os desgastes por abrasão e adesão;
- O aumento no avanço produz o mesmo efeito no desgastes de flanco nas superfícies de folga principal e secundária, ou seja, o acréscimo de 233% no avanço eleva o desgaste em 35%;
- O desgaste de flanco na superfície de folga secundária é em média 59% maior que na primária. Isso ocorre pois há maior contato entre a superfície de folga da ferramenta com a superfície já usinada devido a presença de material remanescente de passes anteriores;
- Pode-se afirmar com 95% de confiança que o avanço da ferramenta ou o tipo de corte, ou a combinação desses dois fatores, afetam significativamente a energia específica de corte, tendo como efeito governante, o sulcamento;
- Quanto menor for o avanço da ferramenta ($\approx 1,5 \cdot R_e$), maior será a porcentagem de sulcamento ($\approx 14,3\%$) para o percurso de corte de 98,018m. Para este estudo, no percurso de corte com maior porcentagem de sulcamento teve predominância de desgaste ocasionados pelos fenômenos de abrasão e aderência e, para percursos de corte com menor porcentagem

ou ausência de sulcamento ($\approx 4,2\%$), gerou avarias do tipo lascamento reduzindo em até $\approx 11\%$ o diâmetro da microfresa;

- O avanço por dente ou o tipo de corte ou a combinação desses dois fatores, afetam significativamente na redução do diâmetro da ferramenta ocasionados por desgastes e/ou avarias;
- O avanço por dente ou o tipo de corte ou a combinação desses dois fatores, afetam significativamente na rugosidade e em geral a rugosidade é menor ou o acabamento é melhor quando as vibrações geradas pela variação dos esforços de usinagem são pequenas;
- O corte em cheio e concordante com avanço de $3\mu\text{m}/z$ proporcionaram condições mais favoráveis para o microfresamento frontal, com melhor acabamento da peça e menores níveis de desgaste da ferramenta de corte.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Discretizar o efeito de sulcamento em relação ao cisalhamento devido as mudanças dinâmicas na geometria do raio de aresta da ferramenta ocasionados pelos desgastes no percurso de corte;
- Determinar um critério de fim de vida no microfresamento tendo como parâmetro de referência a integridade do raio de aresta da ferramenta de corte;
- Realizar ensaios de microfresamento frontal assimétrico do tipo corte em face com $a_e < D_c$, variar a distância entre o eixo de rotação da ferramenta e o eixo de simetria da superfície usinada, ou seja, variar a espessura de corte (h) na entrada e saída da ferramenta e verificar qual a influência na vida da microfresa e na rugosidade da peça.

REFERÊNCIAS

- ARAI, R. **Estudo Teórico-experimental do efeito da flexão da ferramenta no processo de microfresamento**. 2008. 114 f. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008.
- ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. **Precision Engineering – Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology**, Philadelphia, v. 33, p. 402-407, 2009.
- ASSIS, C. L. F. **Microfresamento de aços com grãos ultrafinos**. 2013. 101 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013.
- BALDO, D. **Estudo do Microfresamento da Liga de Titânio Ti-6Al-4V Utilizando Análise de Sinais de Força e Emissão Acústica**. 2013. 127 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de São João Del-rei, São João Del-rei, 2013.
- BOOTHROYD, G. **Fundamentals of metal machining and machine tolls**. International student edition. Tokyo: McGraw-Hill, 1981. 350 p.
- CAMARA, M. A. et al. State of the Art on Micromilling of Materials, a Review. **Journal of Materials Science & Technology**, Shenyang, v. 28, n. 8, p. 673-685, 2012.
- CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHET, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. New York, v. 46, n. 3-4, p. 313-332, 2006.
- CHENG, K.; HUO, D. **Micro-cutting: fundamentals and applications**. Reino Unido: Wiley, 2013.
- CHANG, W. et al. Investigation of microstructured milling tool for deferring tool wear. **Wear**, Edinburgh, v. 271, n. 9-10, p.2433-2437, jul. 2011.
- CRISTOFARO, S. et al. High-speed micro-milling: Novel coatings for tool wear reduction. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 63, p. 16 – 20, 2012.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 9. ed. São Paulo: ArtLiber, 2014. 270 p.
- DAVIM, J. P.; JACKSON, M. J. **Nano and micromachining**. Londres: Fsc, 2009. 211 p.
- FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1970. 754 p.

HUNG, C. W.; LU, M. C. Model development for tool wear effect on AE signal generation in micromilling. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 66, n. 9-12, p. 1845-1858, Jun 2013.

INTERNATIONAL ORGANIZATION STANDARDIZATION. **ISO 3685**: Tool-life testing with single-point turning tools, 1993.

INTERNATIONAL ORGANIZATION STANDARDIZATION. **ISO 8688**: Tool-life testing in milling, 1989.

JACKSON, M. J. Micro and nanomachining. In: DAVIM, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. London: Springer, 2008. p 271-298.

JEMIELNIAK, K.; BOMBINSKI, S.; ARISTIMUNO, P. X. Tool condition monitoring in micromilling based on hierarchical integration of signal measures. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, Amsterdam, v. 57, n. 1, p. 121-124, 2008.

KIM, C. J.; MAYOR, J. R.; NI, J. A static model of chip formation in microscale milling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the ASME**, New York, v. 126, n. 4, p. 710-718, 2004.

LEE, K.; DORNFELD, D. A. Micro-burr formation and minimization through process control. **Precision Engineering**, Berkeley, v. 29, n. 2, p.246-252, 2005.

LI, P. et al. Design of micro square endmills for hard milling applications. **The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology**, Delft, v. 57, n. 9-12, p.859-870, 2011.

MACHADO, A. R. et al. **Teoria da usinagem dos materiais**. 3. ed. São Paulo: Blucher, 2015. 407 p

OKASHA, M. M. et al. Sequential laser and mechanical micro-drilling of Ni superalloy for aerospace application. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Amsterdam, v. 59, p. 199–202, 2010.

OLIVEIRA, F. B. **Estudos dos mecanismos Governantes do Efeito de Escala na Microusinagem**. 2012. 92 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2012.

PARENTI, P. et al. On the Geometrical Accuracy of High Aspect Ratio Micromilled Pins. **Journal Of Manufacturing Science And Engineering**, Milan, v. 139, n. 5, p. 051002-051002-14, 2016.

PEIYUAN, L. et al. Design of micro square endmills for hard milling applications. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v. 57, p. 859-870, 2011.

RAMOS, A. C. et al. Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 212, n. 3, p. 594-600, 2012.

ROMANUS, H. et al. Micromilling of Sintered ZrO₂ Ceramic via cBN and Diamond Coated Tools. **Procedia Cirp**, Heverlee, v. 14, p.371-376, 2014.

SANDVIK COROMANT. **R216.32-00830-AI08G 1620 Fresa de topo CoroMill Plura® inteiriça de metal duro para cantos a 90 graus**. [S. l.], 2017. Disponível em: <<https://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/products/pages/productdetails.aspx?c=R216.32-00830-AI08G%201620&m=5742992>>. Acesso em: 10 out. 2017.

SANTOS, A. G. **Microfresamento de aço inoxidável duplex UNS S32205 com ferramentas de metal duro revestidas com nitreto de titânio**. 2016. 107 f. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2016.

SHAW, M. C. **Principles of abrasive processing**. New York: Oxford University Press, 2005, 574 p.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P.K. **Metal cutting**. 4. ed. Londres: Butterworths, 2000. 468p.

VOGLER, M. P.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S.G. On the modeling and analysis of machining performance in micro-end milling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**. Fairfield, v. 126, n. 4, p. 685-705, 2004.

UCUN, I.; ASLANTAS, K.; BEDIR, F. The performance Of DLC-coated and uncoated ultra-fine carbide tools in micromilling of Inconel 718. **Precision Engineering- Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology**, Philadelphia, v. 41, p. 135-144, Jul 2015.

YUN, H. T. et al. Ploughing detection in micromilling processes using the cutting force signal. **International Journal Of Machine Tools And Manufacture**, Seul, v. 51, n. 5, p.377-382, maio 2011.

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