

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE E INTEGRIDADE
SUPERFICIAL NO MICROFRESAMENTO DO
AÇO ABNT 1045**

Eng^a. Suzana Regina da Silva Moreira

Orientador: Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues

Coorientador: Prof. Adj. Juno Gallego

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

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Seção Técnica de Aquisição e Tratamento da Informação
Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação da UNESP - Ilha Solteira.

M838e aço	Moreira, Suzana Regina da Silva. Energia específica de corte e integridade superficial no microfresamento do
	ABNT 1045 / Suzana Regina da Silva Moreira. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2012 90 f. : il.
Paulista. Processos	Dissertação (mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de Conhecimento: Materiais e de Fabricação, 2012
	Orientador: Alessandro Roger Rodrigues Coorientador: Juno Gallego
Efeito.	1. Microusinagem. 2. Microfresamento. 3. Energia específica de corte. 4. de escala. 5. Integridade superficial.



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO: Energia Específica de Corte e Integridade Superficial no Microfresamento

AUTORA: SUZANA REGINA DA SILVA MOREIRA

ORIENTADOR: Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. JUNO GALLEGÓ

Aprovada 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, Escola de Engenharia de São Carlos


Prof. Dr. HIDEKASU MATSUMOTO

Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. OTAVIO VILLAR DA SILVA NETO

Instituto de Ciências e Tecnologia / Universidade Paulista - Unip

Data da realização: 22 de junho de 2012.

ARTIGOS PUBLICADOS

Durante a participação no Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU), os seguintes artigos científicos na forma resumos expandidos e trabalhos completos foram publicados:

Trabalhos Completos

RODRIGUES, A. R.; BALANCIN, O.; GALLEGU, J.; ASSIS, C. L. F. DE, MATSUMOTO, H.; OLIVEIRA, F. B.; MOREIRA, S. R. S.; SILVA NETO, O. V. Surface integrity analysis when milling ultrafine-grained steels. **Materials Research**, São Carlos, v. 15, n. 1, 13 dez. 2011.

RODRIGUES, A. R.; GALLEGU, J.; MATSUMOTO, H.; OLIVEIRA, F. B., MOREIRA, S. R. S.; ASSIS, C. F. L.; BALANCIN, O.; SILVA NETO, O. V. Surface integrity analysis when milling ultrafine-grained steels In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS, 19., 2010, Campos do Jordão. **Anais...** São Carlos: Ufscar, 2010.

Resumo Expandido

SECCO, D. C.; CRUZ JUNIOR, E. J.; MOREIRA, S. R. S.; OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R. Estudo experimental da temperatura na usinagem de moldes e matrizes In: SIMPÓSIO DE INICIAÇÃO CIENTÍFICA E TECNOLÓGICA DA FATEC, 12., 2010, São Paulo. **Anais...** São Paulo: FATEC, 2010.

Ao meu filho Paulo Augusto.

AGRADECIMENTOS

A DEUS, pelo dom da vida, pela saúde, proteção, sabedoria para a realização dos trabalhos e pelo conforto nos momentos de angústia.

Aos meus pais, José Tavares e Luzia, pela vida, educação e princípios passados desde o nascimento, pelo apoio, confiança, amor incondicional e principalmente pelo carinho e proteção que sempre recebi.

Ao meu irmão Moisés pelo carinho, apoio e companheirismo que demonstrou por mim durante toda a vida.

Ao Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues, da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pela orientação, por todo auxílio durante o desenvolvimento deste projeto e pela enorme dedicação em minha formação profissional e principalmente pela amizade.

Ao Prof. Dr. Juno Gallego, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, pela coorientação, por todo auxílio durante o desenvolvimento deste projeto e pela grande contribuição para minha formação profissional.

Ao Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto e ao Prof. Dr. Wyser José Yamakami, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, professores integrantes do Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU), pela contribuição para o bom andamento deste projeto e pela contribuição para meu crescimento profissional.

Ao Prof. Tit. Reginaldo Teixeira Coelho e ao Prof. Dr. Eraldo Jannone da Silva, do Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pela disponibilização de máquinas e equipamentos para a realização dos ensaios deste trabalho de pesquisa.

Ao Prof. Dr. Renato Goulart Jasinevicius, do Laboratório de Usinagem de Precisão da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pelo auxílio na realização de imagens de perfilometria ótica e pelo empréstimo do dinamômetro para medição de força de usinagem em microescala.

Ao Prof. Dr. Adriano Fagali de Souza, do Grupo de Pesquisa PROMOLDE, da Sociedade Educacional de Santa Catarina, pela participação no projeto de pesquisa Pró-Engenharias/CAPES sobre microfresamento.

Aos Srs. Marino Teixeira Caetano e Ronaldo Máscoli, Técnicos do Laboratório de Máquinas Operatrizes Convencionais da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, pelos serviços prestados e atenção durante este projeto de pesquisa.

Aos Srs. Gilson Campus Correa e José Cavassano Ribeiro, Técnicos do Laboratório de Construção Civil da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, pelo auxílio em ensaios referentes a este trabalho.

Ao Sr. Adolfo Ferrarin, Técnico do Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pelo auxílio nos ensaios realizados neste trabalho de pesquisa.

Ao Dr. Márcio de Paula, do Instituto de Química de São Carlos, Universidade de São Paulo, pelo registro de imagens de Microscopia Eletrônica de Varredura, necessárias ao desenvolvimento desta pesquisa.

Ao Eng. MSc. Ricardo Arai, doutorando do Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pelo auxílio durante a realização dos ensaios de microfresamento e pelo auxílio na operação de outros equipamentos do laboratório essenciais para a pesquisa.

Ao Eng. MSc. Aldo Marcel Yoshida Rigatti, doutorando do Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pelo auxílio na realização dos ensaios, com a medição e tratamento dos sinais de força.

Ao Eng. MSc. Cleiton Lazaro Fazolo de Assis, doutorando do Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pelo auxílio na realização de imagens de perfilometria ótica e Microscopia Eletrônica de Varredura.

À Prof^a. MSc. Sabrina Bodziak, da Sociedade Educacional de Santa Catarina, pelo acompanhamento de ensaios de microfresamento e troca de informações teóricas e experimentais valiosas à realização deste trabalho.

Ao discente Vlademir Caetano Ferreira Alves, do Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pelo auxílio durante a realização dos ensaios.

Aos discentes do Grupo de Pesquisa em Usinagem, com os quais tive o prazer de trabalhar, em parte ou ao longo de todo este trabalho, Eng^a. Adriana Bruno Norcino, Alessandro Morais Martins, Eng. André Nozomu Sadoyama, Breno Ebinuma Takiuti, Bruno Barbosa Arakawa, Bruno Gomes Sales, Eng. Daniel Iwao Suyama, Daniel de Carvalho Secco, Daniel Yamashita Yakabu, Josiel Luna Padilha, Júlia Knippelberg Biffam Manea, Lucas Alberto Franco, Luís Gabriel Aléssio dos Santos, Marianna Maria Pereira Burgel, Raphael Estanislau Prado, Renan Caetano Machado, Eng. Rodolfo da Silva Manera, Saimon Vendrame e Thiago Escabin.

Em especial aos discentes, Afonso Carlos Oliver, Eli Jorge da Cruz Junior, Flávio Henrique Manarelli, Maíra Cristina Gual Pimenta de Queiroz, Naiana Cristina Bazanini,

Thiago Bassan Setala, que participaram de forma mais direta neste trabalho de pesquisa, pelo auxílio, amizade e companheirismo.

Ao Eng. MSc. Fernando Brandão de Oliveira, doutorando da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, pela amizade, companheirismo, pelos conhecimentos compartilhados.

Às amigas Ana Paula, Maria Tereza e Elisabeth Maria que me receberam com muita hospitalidade nos períodos em que estive em São Carlos para a realização dos ensaios.

Aos membros da banca, Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto e Prof. Dr. Otavio Villar da Silva Neto pela disponibilidade para participar da defesa dessa dissertação de mestrado.

À CAPES pela concessão de bolsa de estudos e concessão de apoio financeiro durante o mestrado.

À empresa AROTEC, representada pelo Srs. João Paulo Bétio e Alex Coleti, e à Olympus, representada pela Sra. Patrícia Santos, pela disponibilização do microscópio confocal para a realização das medições de raio de aresta das ferramentas.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, pela concessão de apoio financeiro durante o mestrado.

As amigas Ildyange, Marcia, Rosângela e Vanda pelo apoio, pelo carinho e atenção que sempre tiveram para comigo.

Ao amigo Valmir pelo apoio, carinho, companheirismo e por ter me ajudado nos momentos em que mais precisei.

A todos aqueles que contribuíram de forma direta ou indireta para o desenvolvimento deste trabalho e que, por descuido, tenha me esquecido de mencionar.

“Se vi mais longe, foi por estar sobre ombros de gigantes.”

Isaac Newton.

RESUMO

A microusinagem produz microcomponentes especialmente para as áreas microeletrônica, médica e aeroespacial, e encontra-se em contínua evolução com o surgimento de materiais com propriedades melhoradas, ferramentas de dimensões reduzidas e máquinas mais rígidas e precisas, porém o estudo da integridade superficial das peças, visando aprimorar o desempenho dos componentes miniaturizados, ainda é um campo de pesquisa incipiente. Este trabalho objetivou correlacionar os principais indicadores de integridade superficial à energia específica de corte no micro e macrofresamento de canais usinados no aço ABNT 1045. Foi determinada a influência do avanço por dente (f_z) e da profundidade de usinagem (a_p) na energia específica de corte, microdureza, microestrutura, temperatura de corte, formação de rebarbas e rugosidade da peça. Os ensaios foram conduzidos sem aplicação de fluido lubrificante em um centro de usinagem CNC Hermle C800U, adotando simultaneamente corte concordante e discordante. Utilizou-se fresas de carbeto de tungstênio revestidas de TiAlN, \varnothing 0,8 e 2,0 mm com duas arestas, aplicadas em micro e macrofresamento, respectivamente. Análise de Variância (ANOVA) foi empregada para a determinação de significâncias dos fatores de controle nas variáveis de resposta. Os resultados revelaram que a integridade superficial decorrente do microfresamento, mesmo com parâmetros de corte brandos, é mais afetada se comparada à do macrofresamento, pois, em média, a energia específica de corte foi superior 75%, a microdureza superficial 75%, a camada encruada 5x, a deformação microestrutural 60%, a temperatura de corte 3x e o tamanho da rebarba alcançou a largura do microcanal para avanços por dente inferiores a 1/3 do raio de aresta da ferramenta. Apenas a rugosidade diminuiu em média 16%, porém qualitativamente apresentou microfissuras, cavidades e delaminações. Conclui-se que a escolha correta dos parâmetros de corte em relação ao raio de aresta da ferramenta na microusinagem é determinante para formação adequada do cavaco, minimização da energia específica e preservação ou melhora da integridade superficial do produto.

Palavras-chave: *Microusinagem. Microfresamento. Energia específica de corte. Efeito de escala. Integridade superficial.*

ABSTRACT

Micromachining produces microcomponents mainly for areas such as microelectronics, medical and aerospace, and it is continually evolving due to the release of new materials with improved properties, tools with reduced dimensions and machines more rigid and accurate, wherefore studies relating surface integrity of workpieces aiming at improving the performance of miniaturized components are still an incipient field of research. This research correlated the main surface integrity indicators to the specific cutting energy in the micro and macromilling of channels machined in ABNT 1045 steel. The effects of feed per tooth (f_z) and depth of cut (a_p) upon the specific cutting energy, microhardness, microstructure, cutting temperature, burr formation and workpiece roughness were determined. The experiments were carried out without coolant in a CNC machining center Hermle C800U by adopting simultaneously up and downmilling. 0.8 and 2.0 mm diameter endmills with two flutes, coated with TiNAl were used in tests for micro and macromilling, respectively. Analysis of Variance (ANOVA) allowed determining statistical significances of control factors on the response variables. The results revealed that surface integrity from micromilling, even with gentle cutting parameters, is more affected when comparing to that from macromilling, since specific cutting energy was superior on average 75%, surface microhardness 75%, work hardened layer 5 times, microstructure deformation 60%, cutting temperature 3 times and burr size reached the microchannel width for feeds per tooth lower than a third of tool edge radius. Only roughness reduced around 16%, but qualitatively caused microcracks, cavities and delamination. It is concluded that the choose appropriate of machining parameters concerning tool edge radius in micromachining is determinant for correct chip formation, minimization of specific energy and preservation or improvement of the product surface integrity.

Keywords: *Micromachining. Micromilling. Specific cutting energy. Size effect. Surface Integrity.*

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Grandezas dimensionais para microusinagem mecânica.	24
Figura 2 - Micromotor de polissílicio fabricado por um processo de microusinagem de superfície.	28
Figura 3 - Engrenagem com alta razão de aspecto fabricada usando a tecnologia LIGA.	28
Figura 4 - Classificação da integridade superficial.	30
Figura 5 - Diagrama esquemático das características superficiais.	31
Figura 6 - Representação do perfil Ra.	33
Figura 7 - Efeito escala na energia específica de cisalhamento para diferentes avanços.	35
Figura 8 - Representação gráfica do volume de material removido.	36
Figura 9 - Fatores de controle e respostas.	39
Figura 10 - Sistema de fixação para microusinagem com ferramenta \varnothing 0,8mm.	39
Figura 11- Sistema de fixação para macrousinagem com ferramenta \varnothing 2 mm.	40
Figura 12 - Fixação do dinamômetro no centro de usinagem.	41
Figura 13 - Corpo de prova confeccionado em aço ABNT 1045.	42
Figura 14 - Desenho esquemático e imagem de MEV da microfresa de metal duro empregada nos ensaios.	43
Figura 15 - Amostra embutida para análise microestrutural e de microdureza.	45
Figura 16 - Porta-amostra do ultramicrodurômetro.	46
Figura 17 - Impressão de indentação de microdureza a 10 μ m da superfície usinada.	46
Figura 18 - Sistema de aquisição de dados de microdureza.	47
Figura 19 - Comparação dos resultados de energia específica de corte em (a) microescala e (b) macroescala, considerando os modelos de SANDVIK (2012) e Taylor (FERRARESI, 1970).	48
Figura 20 - Comparação entre a energia específica de corte obtida por este trabalho para macrofresamento e as disponibilizadas nas principais referências científicas.	50
Figura 21 - Efeito de escala no fresamento em micro e macroescala.	51
Figura 22 - Geometria da seção transversal média do cavaco no micro e macrofresamento (medidas em μ m, exceto quando indicado).	52
Figura 23 - Cavacos obtidos da condição de usinagem F10-P160 em (a) microescala e (b) macroescala.	53
Figura 24 - Efeito dos parâmetros de corte na energia específica da peça (a) microfresada e (b) macrofresada.	54
Figura 25 - ANOVA “One-Way” para avaliar significância de microdureza (a) na profundidade de 70 μ m da peça microfresada (variabilidade máxima de 9,0%) e (b) na profundidade de 30 μ m da peça macrofresada (variabilidade máxima de 8,3%).	55
Figura 26 - Perfil de microdureza na seção transversal à superfície usinada em micro e macroescala.	57

Figura 27 - Variação do aumento da microdureza na profundidade de 10 μm abaixo da superfície fresada.....	58
Figura 28 - Deformações e danos microestruturais abaixo da superfície microfresada.....	60
Figura 29 - Deformações e danos microestruturais abaixo da superfície macrofresada.	61
Figura 30 - Microestrutura deformada do aço AISI P20 no microfresamento de topo utilizando $f_z = 10 \mu\text{m/z}$, $a_p = 60 \mu\text{m}$, $a_e = 120 \mu\text{m}$, $v_c = 75 \text{ m/min}$	62
Figura 31 - Relação entre energia específica e deformação da Perlita a 2,5 μm abaixo da superfície fresada.....	63
Figura 32 - Destacamento ou fratura de grãos do material da peça no (a) micro e (b) macrofresamento.	64
Figura 33 - Temperatura na zona de cisalhamento secundária em função (a) da espessura de corte média e (b) da energia específica de corte.....	65
Figura 34 - Formação de rebarbas no fresamento de microcanais utilizando $a_p = 160 \mu\text{m}$	67
Figura 35 - (a) Delaminação em $f_z = 0,1$ e $0,3 \mu\text{m/z}$ e (b) marcas de avanço em $f_z = 1,0 \mu\text{m/z}$	68
Figura 36 - (a) Efeito de escala e (b) relação entre comprimento da rebarba (CR) e energia específica de corte no microfresamento para avanços por dente de 0,1; 0,3; 1,0; 3,0; 7,0 e 9,0 $\mu\text{m/z}$ e $a_p = 160 \mu\text{m}$	69
Figura 37 - Profundidade microfresada do canal para (a) $f_z = 10 \mu\text{m/z}$ e (b) $f_z = 0,1 \mu\text{m/z}$	70
Figura 38 - Comparação entre rugosidade média aritmética 3D (S_a) em (a) microescala e (b) macroescala, considerando as condições de usinagem.	71
Figura 39 - Influência dos fatores principais (avanço por dente e profundidade de usinagem) na resposta (rugosidade S_a) considerando (a) micro e (b) macrofresamento.	72
Figura 40 - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais fresados em microescala.....	73
Figura 41 - Topografia microfresada do (a) aço AISI P20 com microfresa $\varnothing 0,8 \text{ mm}$, $f_z = 3,2 \mu\text{m/z}$, $a_p = 80 \mu\text{m}$, $v_c = 18,2 \text{ m/min}$ (Arai, 2008) e (b) aço AISI 316 Ti com microfresa $\varnothing 0,5 \text{ mm}$, $f_z = 7,0 \mu\text{m/z}$, $a_p = 50 \mu\text{m}$, $v_c = 60 \text{ m/min}$	74
Figura 42 - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais fresados em macroescala.	76
Figura 43 - Variação dos parâmetros de rugosidade S_{sk} e S_{ku} no micro e macrofresamento.	78
Figura 44 - Variação da rugosidade média S_a com a (a) energia específica de corte e (b) avanço por dente e profundidade de usinagem.....	79
Figura 45 - Medição do raio de aresta das fresas de (a) $\varnothing 0,8$ e (b) 2,0 mm utilizando microscopia confocal.	86
Figura 46 - Zonas de cisalhamento para a estimativa da temperatura na interface cavaco-ferramenta.	87
Figura 47 - Calor específico em função da temperatura para o aço ABNT 1045.	88

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Variáveis de entrada e os níveis adotados nos ensaios de usinagem.....	38
Tabela 2 - Composição química do Aço ABNT 1045 trefilado.....	42
Tabela 3 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na energia específica de corte.	53
Tabela 4 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na microdureza a 10 μm abaixo da superfície fresada para todas as condições de usinagem.....	56
Tabela 5- Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na rugosidade Sa.	72

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
A_c	Área da seção de corte [mm^2]
Al	Alumínio
ANOVA	<i>Analysis of Variance</i> (Análise de Variância)
APC	Aresta Postiça de Corte
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i> (Sociedade Americana de Engenheiros Mecânicos)
C	Carbono
CNC	Controle numérico computadorizado
CO_2	Dióxido de Carbono
C_p	Calor específico [J/kg.K]
CR	Como recebido
Cr	Cromo
Cu	Cobre
D_c	Diâmetro da fresa [mm]
DUH	<i>Dynamics Ultra Micro Hardness</i> (Dureza Ultra Micro Dinâmica)
ECM	<i>Electro Chemical Machining</i> (Usinagem eletroquímica)
EDM	<i>Electro Discharge Machining</i> (Usinagem por descargas elétricas)
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
F	Ferrita
F_{ap}	Força de apoio [N]
F_c	Força de Corte [N]
FEIS	Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira
F_x	Força de apoio [N]
F_y	Força de avanço [N]
F_z	Força passiva [N]
HMV	Dureza Martens [HMV]
HSK	<i>Hohl Shaft Kegel</i> (Eixo cônico oco)
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> (Organização Internacional para Normalização)
J	Joule
L_2	Comprimento total da fresa [mm]

L ₃	Comprimento de corte [mm]
LBM	<i>Laser Beam Machining</i> (Usinagem por feixe de laser)
LIGA	<i>Lithography, Galvo and Abformung</i> (Litografia, eletroformação e moldagem)
MD	<i>Molecular dynamics</i> (Dinâmica molecular)
MEMS	Microelectromechanical systems (Sistemas microeletromecânicos)
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
Mn	Manganês
MO	Microscópio ótico
Mo	Molibdênio
MPa	Megapascal
N	Newton
N	Nitrogênio
Nd:YAG	Neodymium-doped yttrium aluminium garnet (Laser de Alumínio-Ítrio dopado com Neodímio)
Ni	Níquel
Nital	Ácido nítrico e álcool
P	Fósforo
P	Perlita
PCI	Placa de Circuito Impresso
R _a	Rugosidade média aritmética [μm]
R _t	Rugosidade total [μm]
R _y	Rugosidade máxima (=R _{max}) [μm]
R _z	Média de sucessivos valores de R _y [μm]
S	Enxofre
S _a	Rugosidade média 3D [μm]
S _z	Rugosidade máxima 3D [μm]
S _{sk}	Rugosidade Skewness [μm]
S _{ku}	Rugosidade Kurtosis [μm]
S/A	Sociedade Anônima
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i> (Sociedade dos Engenheiros Automotivos)
Si	Silício
T	Temperatura [°C]
T _{amb}	Temperatura ambiente [°C]
T _i	Temperatura inicial [°C]
T _f	Temperatura final [°C]
T _H	Temperatura Homóloga [°C]

TiNAI	Nitreto de titânio e alumínio
UNESP	Universidade Estadual “Júlio de Mesquita Filho”
USM	<i>Ultrasonic Machining</i> (Usinagem ultrassônica)
USP	Universidade de São Paulo
V	Volume [mm ³]
Z _n	Número de dentes

Letras Romanas Minúsculas

a _e	Penetração de trabalho [μm]
a _p	Profundidade de usinagem [mm]
b	Largura de corte [mm]
dm _m	Diâmetro da haste da fresa [mm]
f	Avanço [μm/volta]
f _z	Avanço por dente [μm/z]
gf	Gramas-Força
h	Espessura de corte [mm]
kHz	Quilohertz
kN	Quilonewton
k _s	Pressão específica de corte [N/mm ²]
l _m	Percurso de medição [mm]
m	Metro
m ²	Metro quadrado
mm ³	Milímetro cúbico
min	Minuto
mN	Milinelton
rpm	Rotações por minuto
r _ε	Raio de ponta da ferramenta [μm]
r _e	Raio de aresta da ferramenta [μm]
u	Energia específica de corte [J/mm ³]
v _c	Velocidade de corte [mm/min]
y	Amplitude de rugosidade [μm]

Letras Gregas Minúsculas

α	Ângulo da diferença entre diâmetros D _c e dm _m da fresa [°]
---	---

α	Ângulo de saída [°]
μm	Micrometro
ε	Folga radial no diâmetro D_c da fresa [mm]
ρ	Massa específica [kg/m^3]

Letras Gregas Maiúsculas

ΔU	Varição de energia interna [J]
Ψ	Ângulo de contato peça-fresa [°]

Símbolos

"	Polegada
%	Porcentagem
°	Grau

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	OBJETIVOS.....	22
1.2	ESTRUTURA DO TRABALHO.....	22
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	23
2.1	MICROUSINAGEM.....	23
2.1.1	Definições	23
2.1.2	Tipos de Processos.....	25
2.1.3	Aplicações	27
2.2	INTEGRIDADE SUPERFICIAL.....	29
2.2.1	Definições	30
2.2.2	Alterações Superficiais.....	31
2.2.3	Alterações Subsuperficiais.....	33
2.3	ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE	34
2.3.1	Definições	34
2.3.2	Componentes	36
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	38
3.1	PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....	38
3.2	BANCO DE ENSAIOS.....	39
3.3	CORPOS DE PROVA.....	41
3.4	FERRAMENTAS DE CORTE	42
3.5	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	43
3.5.1	Ensaio de Usinagem	43
3.5.2	Medição das Forças de Usinagem e Cálculo da Energia Específica	44
3.5.3	Rugosidade.....	44
3.5.4	Microestrutura e Microdureza.....	44
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	48
4.1	ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE	48
4.2	MICRODUREZA	55
4.3	MICROESTRUTURA	59
4.4	REBARBA	66
4.5	RUGOSIDADE.....	70
5	CONCLUSÕES	81
5.1	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	82
	REFERÊNCIAS	83
	APÊNDICE A - Medição do Raio de Aresta da Ferramenta.....	86

APÊNDICE B - Modelo Térmico de Estimativa da Temperatura	87
---	-----------

1. INTRODUÇÃO

Nos últimos anos tem-se observado um crescente aumento nas exigências de qualidade para as peças mecânicas, em paralelo a uma acentuada exigência de redução de energia e de custos para sua fabricação. A miniaturização de componentes mecânicos vem crescendo significativamente, principalmente nas áreas aeronáutica, aeroespacial, automobilística, médico-odontológica e de telecomunicações. Torna-se então necessária a melhoria dos processos de fabricação, com relação a novos processos, ferramentas e máquinas.

A microusinagem mecânica, realizada através do corte, se tornou o processo de microusinagem mais convencional e é uma boa alternativa quando se deseja criar componentes miniaturizados com dimensões que variam entre dezenas de micrometros a alguns milímetros (MASUZAWA, 2000).

Masuzawa (2000) afirma que "micro" em microusinagem indica "micrometro" e representa o intervalo de 1 a 999 μm . No entanto, micro também significa "muito pequeno". No campo da usinagem, produtos muito pequenos não são fabricados tão facilmente.

Pode-se aliar o conhecimento da macrousinagem para se aperfeiçoar a micro, mas com adaptações que vão muito além da simples redução da escala. A maior diferença entre macro e microusinagem é o aumento da tensão limite de escoamento do material com a diminuição da área de corte, condição esta conhecida como efeito escala (SIMONEAU; NG; ELBESTAWI, 2006). Alguns fenômenos de corte, irrelevantes na usinagem convencional, são muito relevantes na microusinagem devido ao efeito escala, tais como:

- Raio da aresta de corte
- Energia específica de corte
- Microestrutura do material (tamanho de grão)

Com a diminuição do volume do cavaco durante a usinagem, há um aumento substancial na energia específica requerida. Acredita-se que isso se deve ao fato de que todos os metais contêm defeitos, tais como contornos de grão, lacunas e átomos de soluto etc., e quando o volume do material removido diminui, a probabilidade de encontrar um defeito redutor de tensão também diminui (DAVIM, 2008).

Uma superfície gerada pelo processo de usinagem, em macro ou microfabricação, é o resultado de diversos mecanismos, como deformação plástica, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais, reações químicas, etc. A ação de

todos esses mecanismos (simultaneamente ou não) pode ter efeitos diferentes na nova superfície. Assim, o termo “integridade superficial” é usado para descrever a qualidade de uma superfície e, portanto, engloba um grande número de alterações sofridas por ela (MACHADO et al., 2009).

Segundo Field, Kahles e Koster (1999), as principais causas de alterações superficiais, produzidas por processos de usinagem são:

- Elevada temperatura
- Deformação plástica
- Reações químicas e subsequentes alterações na superfície que está sendo gerada
- Correntes elétricas excessivas
- Excessivas densidades de energia durante o processamento

A literatura afirma que o aumento da energia específica implica sempre no empobrecimento da integridade superficial da peça. Segundo Salmon (1992), a energia específica de corte tem uma relação direta com os resultados da usinagem. Valores altos de energia específica geram elevadas taxas de transferência de calor e grandes tensões residuais na peça, que podem convergir para uma pobre integridade superficial do produto, enquanto valores de energia específica baixos resultam em menos danos à peça, indicando qualidade e eficiência da ferramenta de corte (ERSOY; ATACI, 2004).

Talvez esta colocação pode não ser geral ou valer apenas para algumas variáveis de integridade superficial. Por isso, torna-se importante a análise da influência provocada pela variação da energia específica em todas as variáveis de integridade.

Então é de fundamental importância avaliar a relação causa-efeito entre a energia específica de corte e a integridade superficial da peça. Em outras palavras, é necessário verificar e explicar se a variação da energia específica de corte, através do efeito escala, melhora ou prejudica os principais parâmetros de integridade superficial da peça, em particular peças produzidas por microusinagem, onde as aplicações têm diversificado e apresentado significativa evolução, porém com investigações acerca da integridade superficial, ainda consideradas incipientes.

1.1 **OBJETIVOS**

- Quantificar o efeito dos parâmetros de corte (avanço por dente e profundidade de usinagem), das condições de fresamento (combinação entre os parâmetros) e das escalas de usinagem (micro e macro) na energia específica de corte e nos indicadores de integridade superficial da peça (microdureza, microestrutura, rebarba e rugosidade);
- Correlacionar a energia específica de corte à integridade superficial da peça.

1.2 **ESTRUTURA DO TRABALHO**

Este trabalho se encontra organizado em seis capítulos.

O Capítulo 1 engloba a contextualização do trabalho de pesquisa, a motivação e os objetivos que fundamentaram sua execução, bem como a estrutura da dissertação.

O Capítulo 2 trata da revisão da literatura e das fundamentações teóricas que explicam e se relacionam ao tema de pesquisa.

O Capítulo 3 contém de forma detalhada os materiais e métodos adotados nos ensaios de laboratório.

No capítulo 4 encontram-se os resultados obtidos nos ensaios e as discussões sobre os mesmos, os quais são a base para as conclusões apresentadas no capítulo 5.

Finalmente, no Capítulo 6 listam-se as referências utilizadas no trabalho.

Após a lista de referências encontram-se ainda dois apêndices, o Apêndice A que traz a medição do raio de aresta da ferramenta e o Apêndice B que se refere ao modelo térmico de estimativa da temperatura na interface cavaco-ferramenta.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1 *MICROUSINAGEM*

2.1.1 Definições

Segundo Masuzawa (2000), microusinagem pode significar literalmente a usinagem com dimensões entre 1 e 999 μm . No entanto, como um termo técnico, também significa usinagem que não pode ser realizada diretamente por uma tecnologia convencional. Este fato faz com que a definição deste termo mude de acordo com a época, método de usinagem, tipo de produto ou material.

Microusinagem mecânica é um método de fabricação para criação de dispositivos em miniatura e componentes com características que variam de dezenas de micrometros a alguns milímetros de tamanho (Figura 1). Recentemente, tem havido forte interesse em fabricar componentes em micro e mesoescala através de processos mecânicos de corte (UNIVERSITY OF ERLANGEN-NUREMBERG, 2005).

Mesmo que o processo de usinagem micromecânica não seja capaz de produzir tamanhos menores do que os obtidos por meio de processos litográficos, os processos mecânicos de corte são muito importantes para a fabricação de componentes funcionais. Isto é especialmente verdadeiro para microestruturas complexas que requerem uma variedade de materiais, interfaces e formas funcionais para formar micro sistemas (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

No corte em microescala, o acabamento e as características das superfícies produzidas podem estar na mesma ordem que a espessura de cavaco não deformado. Corte em microescala foi definido com base em parâmetros de corte, tais como o avanço, sendo inferior a 999 μm (MASUZAWA, 2000). Recentemente, no entanto, o corte microescala foi definido com base em parâmetros de corte que se relacionam com a microestrutura material. Simoneau, Ng e Elbestawi (2006) definiram microescala como o ponto em que a espessura de cavaco não deformado foi menor do que o menor tamanho médio de grão na microestrutura do material.

Segundo estudos realizados pela University of Erlangen-Nuremberg (2005), o microfresamento é caracterizado pela interação mecânica entre uma ferramenta afiada e o material da peça, causando cisalhamento no interior do material ao longo de planos definidos, levando eventualmente à remoção de cavaco. O raio de aresta da ferramenta deve ser da ordem de grandeza da espessura de corte ou menor. O diamante monocristalino é o material de ferramenta mais adequado no caso do microtorneamento de

precisão, mas isso implica em uma limitação no que diz respeito aos materiais da peça devido à sua alta afinidade química com o aço.

A vantagem mais atraente do microfresamento é a possibilidade de fabricar microestruturas 3D (tridimensionais) caracterizadas por uma alta razão de aspecto e alta complexidade geométrica (UNIVERSITY OF ERLANGEN-NUREMBERG, 2005).

Microfresamento de topo refere-se a um processo básico de fresamento capaz de produzir geometrias mais flexíveis do que as produzidas por litografia e é potencialmente útil como um parceiro para litografia baseada nas técnicas de processamento MEMS. Além disso, este processo pode usinar uma maior variedade de materiais. Este processo também é importante para a produção de peças em mesoescala (peças na ordem de 1 mm a 1 cm), que são grandes demais para as técnicas de litografia, porém pequenas demais para muitas outras técnicas de fabricação tradicionais (LEE; DORNFELD, 2004).

Figura 1 - Grandezas dimensionais para microusinagem mecânica.



Fonte: Modificado de Chae, Park e Freiheit (2006).

Os princípios da microusinagem são semelhantes aos de operações convencionais de corte. A superfície da peça é removida mecanicamente usando microferramentas. Porém, ao contrário dos processos convencionais de macrousinagem, a microusinagem apresenta algumas características diferentes, devido à sua significativa redução de tamanho (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

Diferentemente do fresamento em macroescala, no microfresamento o raio de aresta da ferramenta é geralmente maior que a espessura mínima de cavaco para evitar deformações plásticas ou ruptura da ferramenta. Desta forma, o corte ocorre ao longo da aresta arredondada da ferramenta, o que confere um ângulo de saída do cavaco altamente negativo. E para que uma pequena quantidade de cavaco seja removida, uma grande quantidade de cavaco precisa ser deformada plasticamente, aumentando a força "ploughing" e de cisalhamento e ainda acarretando o aumento da energia específica de corte (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

De acordo com Kang et al. (2007), no microfresamento, a razão entre o avanço por dente e o raio de ponta da ferramenta é consideravelmente maior em comparação com o fresamento em macroescala. Portanto, quando as condições de corte não são adequadas, as ferramentas podem facilmente sofrer fraturas, o que desperdiça tempo e dinheiro. Além disso, não é fácil para o operador detectar o desgaste da ferramenta ou fraturas. Assim, no microfresamento, a análise das forças de corte desempenha um papel importante na determinação das características de corte do processo, como o desgaste da ferramenta, a textura superficial e a definição das condições de corte.

2.1.2 Tipos de Processos

Para a produção de peças muito pequenas com alta precisão, que às vezes se encontram na dimensão de micrometros, algumas tecnologias especiais de fabricação podem ser usadas, tais como, Litografia de Raio-X, moldagem a quente de microcomponentes cerâmicos, galvanoplastia, estampagem a quente, moldagem por injeção, estruturação a laser, processo LIGA, litografia óptica, etc. Além disso, há também as conhecidas técnicas de microusinagem mecânica, ou seja, furação, fresamento, torneamento e retificação para produzir componentes em escala micrométrica. Esses processos de microusinagem mecânica são adequados para complementar os processos de litografia (FRIEDRICH; VASILE, 1996).

Se for necessária a fabricação de uma única peça rapidamente (em algumas horas), ou variações na forma de um molde em particular para o desenvolvimento de conceitos, o processo mecânico pode ser bem aceito (FRIEDRICH; VASILE, 1996; WEULE et al., 1999).

Segundo Masuzawa (2000), desde que as condições de corte sejam suficientes para realizar microusinagem, muitos tipos de processo de usinagem podem ser utilizados, tais como os descritos a seguir:

Micro EDM (Electro Discharge Machining): Processo de usinagem baseado na remoção de material por fusão e vaporização. O calor é fornecido em forma de descargas de pulsos elétricos ou faíscas. A tecnologia é bem difundida e amplamente usada na fabricação de moldes e matrizes. O maior ponto tecnológico na realização de baixas descargas elétricas é a redução da dispersão de capacitância entre a ferramenta (eletrodo) e a peça.

Micro LBM (Laser Beam Machining): A microusinagem pode ser realizada com feixe de laser quando o feixe é direcionado para um pequeno foco. Um laser de CO₂ ou Nd: YAG pode usinar microfuros com médias ou baixas relações de aspecto. No entanto, a formação de uma camada ressolidificada e uma zona afetada pelo calor são inevitáveis. Conseqüentemente, furos e canais de média precisão são os principais produtos deste

método.

Micro USM (Ultrasonic Machining): A usinagem por ultrassom é um processo que permite executar penetrações de formas variadas em materiais duros, frágeis e quebradiços como o vidro, a cerâmica e o diamante, que dificilmente seriam obtidas pelos processos convencionais. Na usinagem por ultrassom, uma ferramenta vibra numa frequência ultrassônica, sobre uma peça mergulhada em um meio líquido com pó abrasivo em suspensão, causando erosão no material da peça e formando uma cavidade com a forma negativa da ferramenta. A ferramenta não precisa ser muito dura, podendo ser feita de material de fácil usinagem, uma vez que não entra em contato com a peça (ESSEL, 2011).

LIGA ("Lithography, Galvo and Abformung"): sigla em alemão que significa litografia, eletroformação e moldagem. Combinando tecnologia de litografia de Raio-X, microusinagem eletroquímica e micromoldagem, um filme de fotorresiste (polímero líquido fotossensível à luz ultra-violeta) é depositado sobre a superfície de um substrato. A seguir, uma etapa de fotolitografia é realizada, em que a estrutura do molde é transferida para o fotorresiste. A próxima etapa envolve o preenchimento dos microcanais formados com metal, geralmente níquel, através de deposição eletrolítica ou não eletrolítica. O molde é finalizado com a remoção do fotorresiste, formando uma microestrutura de metal em alto relevo (COLTRO et al., 2007). Essa tecnologia permite a produção em massa de microestruturas de precisão, portanto, tem sido utilizada para produzir componentes de alta precisão como, por exemplo, microengrenagens.

Micromoldagem/Microfundição: Em muitos casos de fabricação, o objetivo final é a produção em massa. Processos de replicação, tais como moldagem e fundição são mais adequados para atingir este objetivo. A exigência de aplicação desses processos para microusinagem é a preparação prévia de micromoldes. Os micromoldes podem ser preparados com os processos de microusinagem, tais como EDM, LBM, USM e corte.

Micro ECM (Electro Chemical Machining): A usinagem eletroquímica é baseada na dissolução eletroquímica de um metal. Em ECM convencional, a forma de usinagem é especificada pelo formato do eletrodo, semelhante ao caso de EDM ou USM. No entanto, mesmo quando é usado um eletrólito com uma força de jato muito pequena, a dissolução ocorre em uma área mais ampla do que o revestimento do eletrodo. Esta característica não é adequada para microusinagem.

Microrretificação: Este processo tem sido amplamente aplicado para usinagem de pinos e canais com pequenas dimensões. A principal razão para isto é que a profundidade de retificação é pequena, porque o corte é realizado por meio de microgrãos. Um dos problemas tecnológicos ocorre quando o tamanho da ferramenta é muito pequeno, nesse caso o tamanho dos grãos não pode ser ignorado, o que dificulta a concepção de ferramentas de retificação com geometria precisa.

Microfuração: A furação é o método mais popular para a fabricação de furos para a produção em massa. A fim de introduzir este método em microusinagem, dois grandes problemas devem ser resolvidos: são necessárias punção e matrizes micrométricas, e as micropunções e micromatrizes devem ser definidas com folga uniforme.

Microcorte: Apesar de o corte ser o processo de usinagem mais convencional, a melhoria contínua em usinagem de precisão nos permitiu aplicar esse processo em microusinagem. Resultados recentes de simulação MD (dinâmica molecular) sugerem a possibilidade de redução de profundidade para 1nm. Desde que as máquinas-ferramentas de ultraprecisão atingiram altíssimos níveis de precisão de posicionamento, a microusinagem através do corte se tornou possível (MASUZAWA, 2000).

Segundo Masuzawa (2000), outras condições necessárias à microusinagem são a redução do raio da aresta da ferramenta, a fim de se obter uma pequena espessura de corte e o uso de materiais endurecidos para a ferramenta. Também deve ser dada atenção para se evitar a influência da força de corte sobre a deformação elástica da ferramenta e/ou da peça. Vários tipos de processos de corte são adequados para microusinagem.

O microfresamento, por exemplo, é um processo de fabricação extremamente versátil que permite a produção de geometrias tridimensionais complexas; esse processo combinado com as técnicas de replicação dá uma ótima contribuição para a produção em massa de micro e mesocomponentes. A seleção dos parâmetros de corte não pode ser baseada nas experiências disponíveis de problemas em macroescala devido ao limite de escala do processo, devendo ser baseada nos conhecimentos das forças de corte.

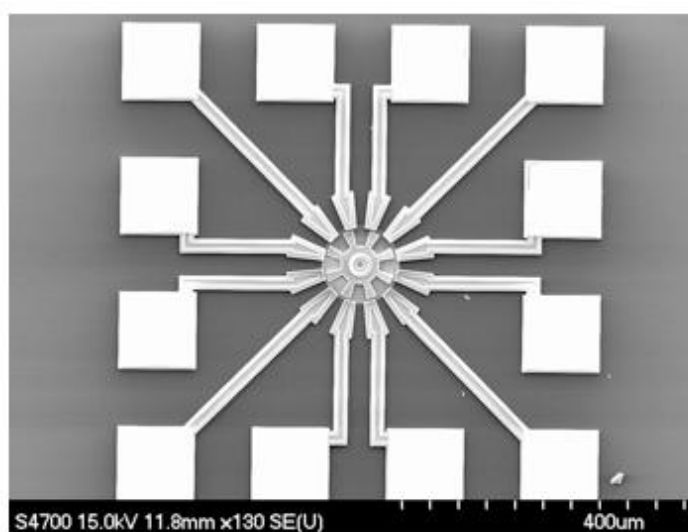
A fabricação de componentes em microescala representa um desafio contínuo. O mercado continuamente requer estruturas cada vez mais complexas, com alta precisão e fino acabamento superficial. A demanda de usinagem de novos materiais, com maior custo efetivo das técnicas de fabricação, constitui então outro desafio. Microfabricação deve constituir uma prioridade na área de pesquisa e desenvolvimento, aperfeiçoando a parceria entre indústria, universidade e governo (BAÚ, 2007).

2.1.3 Aplicações

Microcomponentes têm hoje aplicações nas mais diversas áreas, como aeroespacial, aeronáutica, automobilística, médica, odontológica, biomolecular, etc. Em algumas dessas áreas, a necessidade de se reduzir peso e espaço ocupado tem crescido substancialmente (DAVIM, 2008). Há um rápido crescimento no número do uso de microaplicativos disponíveis, tais como microssensores, micro-ópticos, microatuadores, micromecânica, microfluídica, componentes de microestruturas, tecnologia médica, tecnologia de microrreação, biotecnologia, tecnologia de microengenharia química e térmica, moldagem

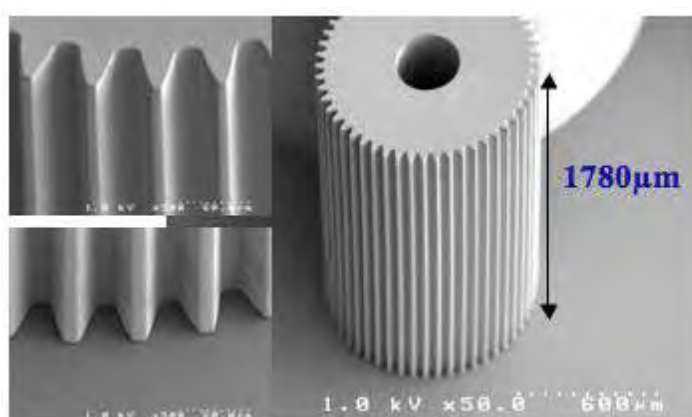
por microinjeção, microdosagem de drogas e produtos químicos, sistemas de microanálise, microespectrômetros, microbombas, microturbinas, microválvulas, micromotores, microssensores inerciais, microtrocadores de calor, etc. Outros campos de aplicação são os computadores e a área de telecomunicações e por último, porém não menos importante, a indústria aeroespacial (FAHRENBERG et al., 1996; FRIEDRICH; VASILE, 1996). As Figuras 2 e 3 ilustram dois produtos gerados por microfabricação.

Figura 2 - Micromotor de polissilício fabricado por um processo de microusinagem de superfície.



Fonte: Memsnet (2011).

Figura 3 - Engrenagem com alta razão de aspecto fabricada usando a tecnologia LIGA.



Fonte: Memsnet (2011).

Na área médica, a microusinagem abre a possibilidade de se produzir dispositivos para realização de exames internos ao corpo humano, com dimensões semelhantes às de uma cápsula ou comprimido. Nesta e na área odontológica, há ainda a possibilidade de produção de próteses de formas e dimensões praticamente inimagináveis até poucos anos.

Minúsculos dispositivos médicos são fabricados, como aparelhos auditivos, marca-passos e acessórios ortopédicos. Eles também tornaram possíveis novos diagnósticos e dispositivos inovadores para remover coágulos cardiovasculares.

A integridade superficial na microusinagem é um fator importante considerando-se a relação entre a rugosidade da superfície e a dimensão do microcomponente. Idealmente, a rugosidade deve se reduzir proporcionalmente ao tamanho do produto. Porém, outros parâmetros de integridade superficial também necessitam ser monitorados em microfabricação e, por isso, os principais conceitos sobre integridade superficial são apresentados a seguir.

2.2 INTEGRIDADE SUPERFICIAL

No início da década de 1960, a falha prematura de algumas peças foi o motivo de profundas investigações. Como não se constataram erros de projeto, de fabricação ou na matéria-prima utilizada, foi investigada a possibilidade de as falhas terem sido provocadas por alterações nas características do material da peça durante a usinagem. Na época, os pesquisadores verificaram que durante o processo de fabricação ocorrem alterações na superfície ou em uma camada subsuperficial de ordem micrométrica, reduzindo a resistência à fadiga da peça. Assim surgiu a linha de pesquisa conhecida como integridade superficial (SANTOS; SALES, 2007).

Para elevar a confiabilidade de qualquer sistema mecânico, é necessário primeiramente ter ciência dos possíveis danos ou alterações superficiais que podem ser inseridos em um material quando este é usinado por métodos convencionais ou não convencionais.

Os processos de usinagem geralmente produzem alterações superficiais características em cada componente manufaturado, modificando tanto as propriedades das camadas superficiais quanto subsuperficiais desses componentes.

Um importante atributo de um produto é sua rugosidade, que tem um papel crucial na funcionalidade e também do ponto de vista estético. No caso de micropeças, a rugosidade da superfície tem uma influência muito importante sobre a funcionalidade e o fato de que a peça pode ser menor que um milímetro, representa um grande desafio de medição. Uma questão importante no caso de micropeças é a padronização dos parâmetros de rugosidade da superfície, já que o comprimento de medição necessário muitas vezes excede a dimensão da superfície inspecionada (UNIVERSITY OF LJUBLJANA, 2005).

2.2.1 Definições

A integridade superficial pode ser definida como a soma de todos os elementos que determinam as condições que existem na superfície de uma peça acabada, ou seja, é a característica através da qual podem ser relacionadas ou identificadas algumas exigências ou alterações metalúrgicas, as quais poderão desenvolver-se devido ao processo de fabricação, tais como: transformação de fases através do encruamento e/ou temperatura, distribuição e tamanho de grão, recristalização, inclusões no material e tensões residuais.

Dessa forma, o conceito de integridade superficial não pode ser definido em uma dimensão e não abrange somente a textura da superfície ou a sua forma geométrica. Esse termo engloba também outras características da superfície em serviço e de camadas abaixo desta. O diagrama da Figura 4 mostra alterações que podem ocorrer em superfícies usinadas e uma classificação destas. De forma geral, tais alterações podem ser classificadas em alterações na superfície (acabamento) e alterações em camadas internas da peça (alterações subsuperficiais) (MACHADO et al., 2009).

Figura 4 - Classificação da integridade superficial.

Integridade Superficial	Acabamento (Superficiais)	Ondulações Falhas Rugosidade	
	Alterações subsuperficiais	Fatores mecânicos	Deformação plástica Rebarbas Alteração de microdureza Micro e macrotrincas Tensões residuais
		Fatores metalúrgicos	Recristalização Transformações metalúrgicas

Fonte: Modificado de Machado et al. (2009).

Integridade superficial no sentido de engenharia pode ser definida como um conjunto de várias propriedades (superficial e subsuperficial) de uma superfície de engenharia que afetam o desempenho desta em serviço. Estas propriedades incluem, principalmente, acabamento, textura e perfil; resistência à corrosão, à fadiga e ao desgaste; propriedades de adesão e difusão. Quando for o caso, outras propriedades, como, por exemplo, propriedades ópticas, absorção, afinidade química, emissividade, planeza, resistência ao atrito, resistência ao risco, temperatura superficial, tensão superficial e molhabilidade também devem ser consideradas (ASTAKHOV, 2009).

Deste modo, as possíveis alterações podem ser divididas em duas grandes categorias: alterações superficiais (ou acabamento) e alterações subsuperficiais.

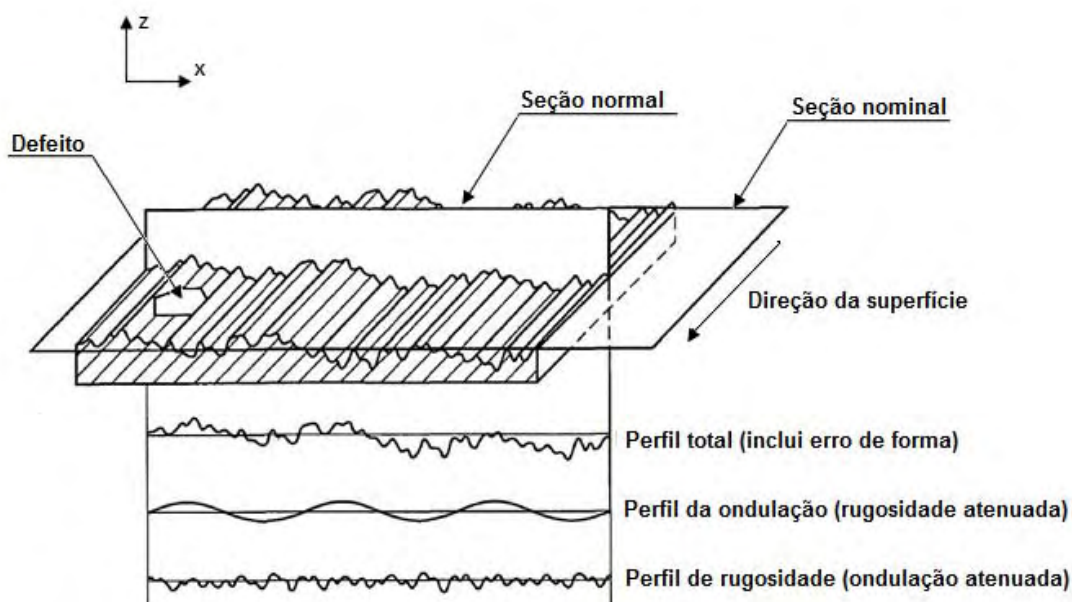
2.2.2 Alterações Superficiais

As alterações superficiais de um componente usinado são resultantes da combinação de diversos fatores, que podem ser divididos em rugosidade, ondulações e falhas (SHAW, 1997).

Ondulações se constituem de irregularidades superficiais ou erros geométricos cujos espaçamentos são maiores que as irregularidades consideradas rugosidades. Pode ser causada por vibrações, flexões da ferramenta (devido às forças de corte), temperatura de corte, erros de fixação da peça (ou da ferramenta).

Falhas são interrupções não intencionais, inesperadas e indesejáveis na topografia típica de uma superfície. Podem ser causadas por defeitos inerentes ao material da peça, como inclusões, trincas, bolhas, ou podem surgir também durante o processo de corte (MACHADO et al., 2009). A Figura 5 resume as componentes das alterações superficiais.

Figura 5 - Diagrama esquemático das características superficiais.



Fonte: Modificado de American Society of Mechanical Engineers - ASME (2002).

Segundo Paris, Peigne e Mayer (2004), superfícies de boa qualidade são obtidas basicamente em dois casos: evitando-se que a frequência da passagem da ferramenta se aproxime de um submúltiplo da frequência natural dominante do sistema de usinagem

(sistema formado pela peça, ferramenta, máquina e suas inter-relações) ou operando-se em velocidades de corte muito altas.

Entre os parâmetros de corte, o avanço possui a maior influência, seguida pela velocidade de corte. Quanto maiores os avanços, maiores serão os valores de rugosidade, enquanto a velocidade de corte possui um efeito contrário. A profundidade de usinagem não possui efeito significativo (CAKIR; ENSARIOGLU; DEMIRAYAK, 2009). Omar et al. (2007) também comprovaram que a profundidade de usinagem axial não apresenta influência significativa na rugosidade média da superfície gerada por fresamento.

A elevação da velocidade de corte promove melhorias na rugosidade por fazer com o número de vezes que a ferramenta passe sobre a superfície gerada seja maior, além de promover uma melhor formação de cavaco (RODRIGUES, 2005).

O fluido de corte atuando como lubrificante diminui o atrito entre a ferramenta e a peça ou cavaco, melhorando o acabamento. Quando age como refrigerante, ele diminui o desgaste e melhora o acabamento superficial, em contrapartida pode aumentar a força de usinagem e aumentar a rugosidade da peça.

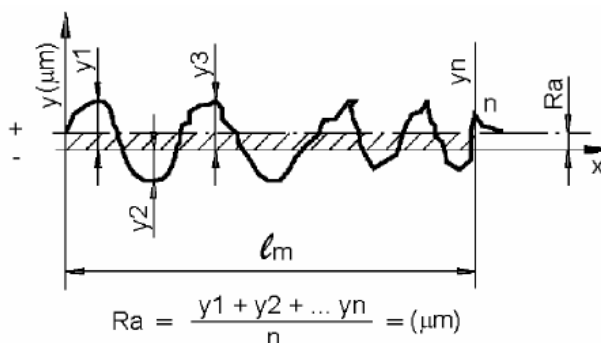
O material que está sendo usinado também exerce influência na rugosidade. O refino da microestrutura diminui a rugosidade média (GRUM; KISIN, 2003).

Segundo Santos e Sales (2007), o acabamento da peça sofre influência de diversos parâmetros de usinagem, incluindo geometria da ferramenta, material da peça e da ferramenta, e condições de corte. Em geral, a rugosidade é menor (ou o acabamento é melhor) quando:

- As deflexões produzidas por esforços de usinagem ou vibrações são pequenas;
- A ponta da ferramenta não é aguda;
- A ferramenta e a peça estão posicionadas e centradas (evitando desvios);
- O material da peça é inerentemente puro, livre de defeitos (trincas, bolhas e inclusões);
- O eixo principal da máquina-ferramenta está alinhado e as guias sem desgastes;
- A aresta de corte sem quebras;
- Corte sem APC (aresta postiça de corte).

Diversos parâmetros e métodos de medição foram desenvolvidos para avaliar a rugosidade. Dentre os principais parâmetros de amplitude das asperidades, a rugosidade aritmética (R_a) equivale a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas dos afastamentos dos pontos do perfil de rugosidade, em relação à linha média, dentro do percurso de medição (l_m). É considerado o parâmetro mais usado nos dias atuais e define uma linha de referência média (WHITEHOUSE, 1999).

Figura 6 - Representação do perfil Ra.



Fonte: Agostinho, Rodrigues e Lirani (2004).

A rugosidade máxima (R_y) é definida como o maior valor das rugosidades parciais entre o maior pico e o vale mais profundo que se apresentam no percurso de medição (l_m). O parâmetro R_t tem o mesmo emprego do R_y , mas com maior rigidez, pois considera o comprimento de amostragem igual ao comprimento de avaliação. Rugosidade média (R_z) corresponde à média aritmética dos cinco valores de rugosidade parcial (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 2004).

As alterações na integridade da peça oriundas dos processos de usinagem não se restringem à superfície. Desta forma, as alterações ocorridas na subsuperfície também devem ser analisadas.

2.2.3 Alterações Subsuperficiais

A usinagem de componentes além de causar alterações nas camadas superficiais, também afeta as camadas subsuperficiais. Tais alterações podem assumir, resumidamente, duas naturezas: mecânicas e metalúrgicas.

As alterações de natureza mecânica são deformação plástica, rebarbas, alterações de microdureza, trincas e tensões residuais.

Segundo Machado et al. (2009), uma alteração bastante comum na usinagem de desbaste, a deformação plástica pode ser identificada pelas estruturas metalúrgicas alongadas na direção do fluxo de deformação.

As rebarbas podem ser fragmentos de aresta postiça de corte, ou ainda, na retificação de materiais dúcteis, as rebarbas surgem pela incapacidade do abrasivo de transformar em cavaco o material deformado plasticamente. Em geral, essas alterações influenciam a superfície usinada (MACHADO et al., 2009).

A dureza da peça pode sofrer alterações ao longo de sua seção transversal em função de alterações metalúrgicas.

Micro ou macrotrincas podem surgir na peça durante a usinagem, principalmente quando processos não convencionais forem usados. Microtrincas são prejudiciais à resistência à fadiga e à corrosão sob tensão, portanto, devem ser evitadas.

De acordo com Machado et al. (2009), as tensões residuais podem ser de tração ou compressão e de intensidade e profundidade variadas. A tensão de compressão aumenta a resistência à fadiga da peça, o que é benéfico. Normalmente, quanto maior o desgaste da ferramenta, mais intensa e profunda será a tensão residual de compressão.

As alterações metalúrgicas englobam recristalização e transformação de fases.

Machado et al. (2009) afirmam que qualquer metal que sofra deformação plástica na superfície durante o processo de usinagem pode sofrer recristalização quando aquecido a temperaturas acima da temperatura de recristalização. Além disso, devido às altas temperaturas atingidas durante o processo de usinagem, podem ocorrer alterações de fases nas camadas superficiais e nas camadas logo abaixo da superfície usinada.

Eventuais alterações metalúrgicas na peça decorrentes da usinagem modificam suas propriedades mecânicas, como dureza ou resistência mecânica, podendo comprometer o desempenho funcional do componente.

2.3 ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE

A energia específica de corte é uma das grandezas físicas mais importantes provenientes da fenomenologia da usinagem, sem esquecer-se de outros importantes parâmetros como força, temperatura de corte, tempo de usinagem, desgaste de ferramenta, entre outras (RODRIGUES, 2005).

Há um aumento substancial na energia específica requerida com uma diminuição no volume do cavaco durante a usinagem. Acredita-se que isso se deve ao fato de que todos os metais contêm defeitos, tais como contornos de grão, lacunas e átomos de soluto, etc., e quando diminui o volume do material removido a probabilidade de encontrar um defeito redutor de tensão também diminui (DAVIM, 2008).

2.3.1 Definições

O conhecimento da força de usinagem ou de suas componentes (corte, avanço e passiva) é a base para o projeto de uma máquina-ferramenta, para a determinação das condições de corte, para a avaliação da precisão de uma máquina-ferramenta, em certas condições de trabalho (deformação da ferramenta, máquina e peça), para a explicação de mecanismos de desgaste e também como um critério para a determinação da usinabilidade

de peças.

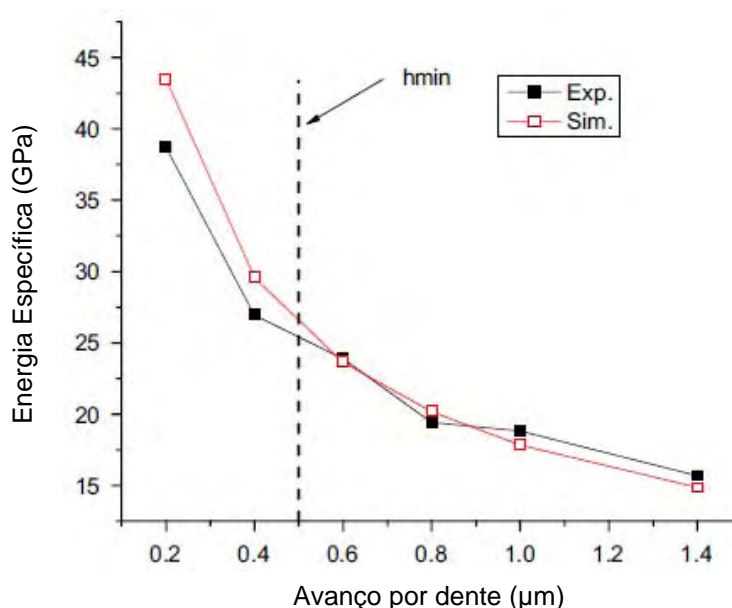
As forças de usinagem dependem de uma série de fatores, tais como material da peça, área da seção de corte, espessura de corte, geometria da ferramenta, ângulo de posição, estado de afiação da ferramenta, lubrificação e velocidade de corte (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

A energia necessária para remover uma unidade de quantidade de material é a energia específica. Energia específica pode ser calculada dividindo-se as forças de usinagem pela área do cavaco. Embora no fresamento a área instantânea do cavaco e as forças de usinagem variam durante a passagem de cada dente da ferramenta de corte, a energia específica média pode ser calculada a partir da proporção de forças médias para a área média do cavaco (que é o produto do avanço pela da profundidade de usinagem) (FILIZ et al. 2007).

A

fornece a variação da energia específica média com o avanço. Maiores valores de energia específica são vistos para menores avanços. Esta observação corresponde ao efeito escala. Em microfresamento, o principal contribuinte do efeito escala é o processo denominado “ploughing” (deformação lateral), ângulo de saída altamente negativo e microestrutura do material. Para baixos avanços, a energia específica mostra também uma dependência da velocidade de corte (FILIZ et al. 2007).

Figura 7 - Efeito escala na energia específica de cisalhamento para diferentes avanços.



Fonte: Modificado de Lai et al.(2008).

Ao contrário da macroescala, o efeito de amolecimento térmico da peça durante microfresamento é menor do que o efeito da taxa de deformação, aumentando aparentemente a resistência do material. Assim, espera-se que a energia específica aumente com maiores velocidades. Para avanços mais elevados, o efeito da velocidade reduz (FILIZ et al. 2007).

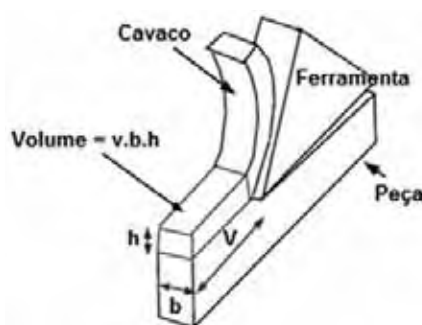
2.3.2 Componentes

No processo de usinagem, a energia total por unidade de tempo ou mesmo potência de corte pode ser determinada multiplicando-se diretamente a força de corte F_c pela velocidade de corte v_c . Entretanto, como muitos parâmetros influem diretamente no valor da energia consumida, ela é normalizada pela taxa de material removido da peça, ou seja, produto da espessura de corte h , pela largura de corte b e velocidade de corte v_c , conforme a Eq.(1).

$$u = \frac{F_c \cdot v_c}{h \cdot b \cdot v_c} = \frac{F_c}{h \cdot b} \quad (1)$$

Na Eq.(1) u é denominado energia específica de corte, o que pode ser entendido também como a razão entre potência de corte e a taxa de remoção de material, o equivalente à energia por unidade de volume (Figura 8) (KING; HAHN, 1986).

Figura 8 - Representação gráfica do volume de material removido.



Fonte: Subbiah (2006).

Analogamente tem-se a pressão específica de corte k_s que é definida como a razão entre a força de corte e a área da seção de corte (MACHADO et al., 2009). Ela pode ser entendida como a energia efetiva consumida para remover uma unidade de volume do material da peça (SALMON, 1992). Em ambos os casos, a unidade é dada em energia por volume ou força por área. Dentre as várias formulações apresentadas por diversos

pesquisadores, a expressão da pressão específica de corte para um caso geral é dada pela Eq.(2).

$$k_s = \frac{F_c}{f \cdot a_p} \quad (2)$$

sendo F_c a força de corte, f o avanço e a_p a profundidade de usinagem. No sistema internacional, a pressão específica de corte é dada em N/m^2 ou submúltiplos, no entanto, efetuando a multiplicação do denominador e numerador da Eq.(2) pela velocidade de corte v_c , têm-se uma forma equivalente da energia específica de corte, dada em J/mm^3 . A multiplicação da equação pela velocidade de corte não altera matematicamente o resultado e permite analisar a pressão específica de corte pelo aspecto energético do fenômeno de usinagem (RODRIGUES, 2005).

Boothroyd (1989) comenta que existe uma força de deformação que age na ponta da ferramenta e na região de interface cavaco-ferramenta e que não contribui para a formação do cavaco, chamada força "ploughing". Esta força de deformação tem um valor constante e apresenta pouca influência quando submetida a grandes espessuras de corte, contudo, quando em pequenas espessuras de corte, esta força se apresenta em grandes proporções e não pode ser negligenciada. O autor comenta que a existência desta força resulta no efeito escala, onde a energia específica de corte (energia requerida para remover certo volume de material) aumenta quando submetida a pequenas espessuras de cavaco e nestes casos o corte é caracterizado pela deformação ao invés do cisalhamento. Do ponto de vista metalúrgico, o efeito escala ocorre devido à menor probabilidade de se encontrar defeitos microestruturais no plano de cisalhamento (SHAW, 1997).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

A etapa experimental composta pelos materiais, equipamentos e procedimentos experimentais adotados para a obtenção dos resultados desta pesquisa são descritos a seguir. Os itens abordados neste capítulo estão assim divididos: planejamento experimental, bancos de ensaios, especificações dos corpos de prova, ferramentas de corte e procedimento experimental.

3.1 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

O processo estabelecido para a usinagem das peças foi o fresamento de topo em um centro de usinagem vertical CNC. Os parâmetros de corte adotados como variáveis de entrada foram avanço por dente (f_z) e profundidade de usinagem (a_p), mantendo-se a velocidade constante a 60 m/min. Todos os ensaios foram realizados sem fluido lubrificante, na condição de corte em cheio, ou seja, com largura de usinagem (a_e) igual ao diâmetro da ferramenta (D_c).

Foram adotados dois diferentes diâmetros de ferramentas, sendo 0,8 e 2 mm. Assim, a Tabela 1 apresenta as variáveis de entrada (fatores de controle) e o número respectivo de variações (níveis).

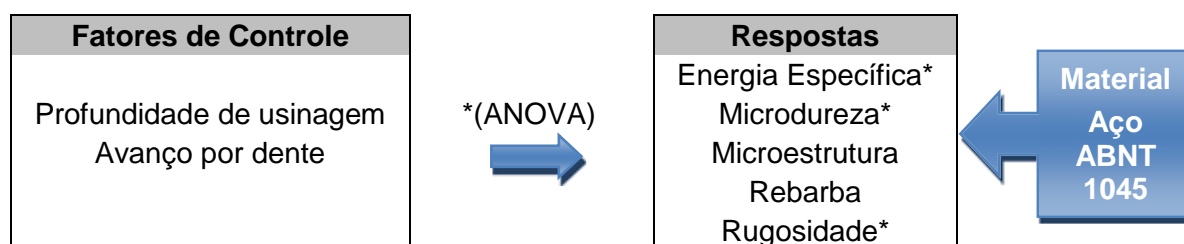
Tabela 1 - Variáveis de entrada e os níveis adotados nos ensaios de usinagem.

Parâmetros de Corte	Microfresamento / Microescala ($D_c = 0,8$ mm)				Macrofresamento / Macroescala ($D_c = 2,0$ mm)			
	F5-P80	F10-P80	F5-P160	F10-P160	F10-P160	F20-P160	F10-P320	F20-P320
f_z [$\mu\text{m}/z$]	5	10	5	10*	10*	20	10	20
a_p [μm]	80		160*		160*		320	

* Avanço e profundidade de usinagem adotados como máximo para microfresamento e mínimo para macrofresamento.

A Figura 9 apresenta de maneira esquemática os fatores de controle utilizados nos ensaios. Análise de Variância (ANOVA) foi aplicada nos resultados, a fim de quantificar as significâncias das variáveis de entrada nas de saída, adotando nível de significância de 5% e três réplicas para cada ensaio.

Figura 9 - Fatores de controle e respostas.

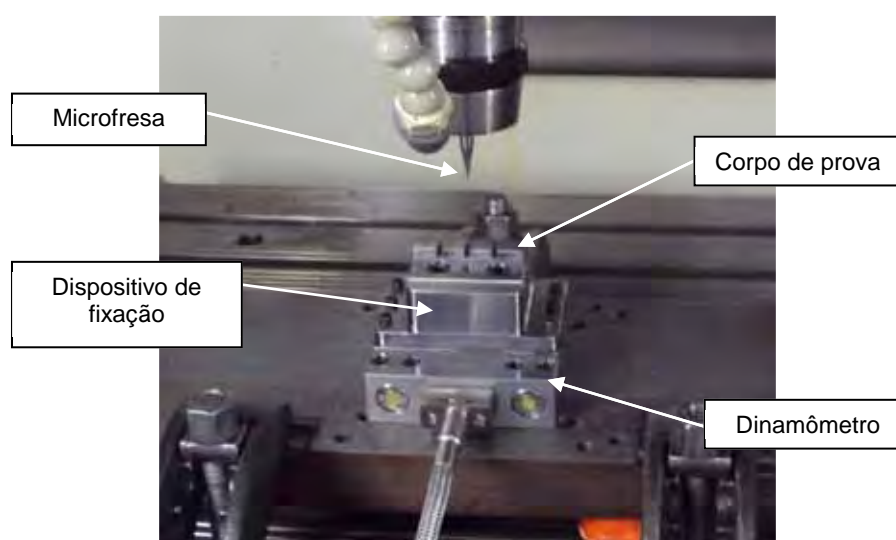


Fonte: Elaboração da própria autora

3.2 BANCO DE ENSAIOS

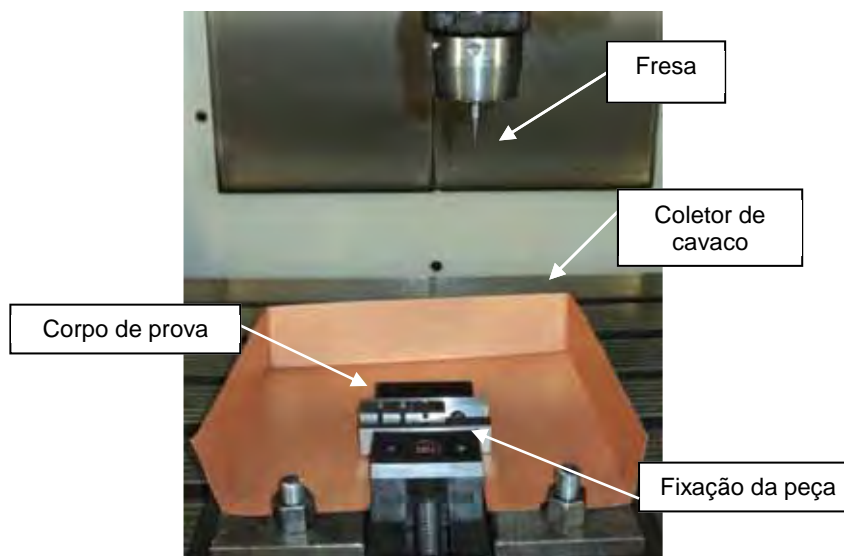
Os ensaios de usinagem foram realizados em um centro de usinagem vertical CNC, marca HERMLE, modelo C800U, com rotação máxima de 24.000 rpm.

Foram adotados dois tipos de dispositivos para fixação das amostras, devido às características dos dois dinamômetros utilizados para a medição dos sinais de força. Para os ensaios de microfresamento realizados com ferramenta de 0,8 mm de diâmetro, foi confeccionado um dispositivo de fixação que melhor se adequasse à plataforma do dinamômetro para medição de força em microescala (Figura 11). Já, para os ensaios de macrofresamento realizados com ferramenta de 2 mm de diâmetro, recorreu-se a uma morsa com mordentes retificados (Figura 11).

Figura 10 - Sistema de fixação para microusinagem com ferramenta \varnothing 0,8mm.

Fonte: Elaboração da própria autora

Figura 11- Sistema de fixação para macrousinagem com ferramenta \varnothing 2 mm.



Fonte: Elaboração da própria autora

Durante a realização dos pré-testes, foi verificado que o dinamômetro utilizado nos ensaios de macrofresamento não poderia ser utilizado para os ensaios de microfresamento, pois os ruídos inerentes ao sistema eram maiores que as forças de usinagem, não permitindo a coleta de sinal de força.

Desta forma, para a aquisição dos dados de força, foram utilizados dois dinamômetros com características diferentes, um para os ensaios de microfresamento e outro para os ensaios de macrofresamento.

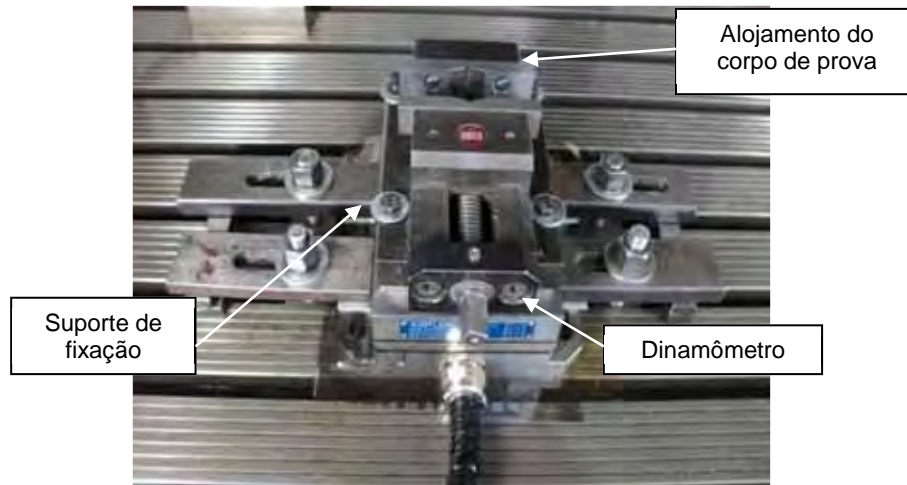
Para os ensaios de microfresamento, foi usado um dinamômetro piezelétrico marca Kistler, modelo 9256C2, aquisição em 3 componentes, faixa de trabalho em F_x , F_y e F_z de -250 a 250 N, frequência natural $f_n(x)$ de 4 kHz, $f_n(y)$ de 4,8 kHz e $f_n(z)$ de 4,6 kHz, rigidez em C_x , C_z de 250 N/ μ m e C_y de 300 N/ μ m e um amplificador de carga de 16 entradas, 16 bits, 400 kS/s, marca Kistler, modelo NI USB-6216.

Para os ensaios de macrofresamento, foi utilizado um dinamômetro piezelétrico marca Kistler, modelo 9257BA, aquisição em 3 componentes, faixa de trabalho em F_x , F_y de -5 a 5 kN e F_z de -5 a 10 kN, frequência natural de 4 kHz, rigidez de 1000 N/ μ m e um amplificador de carga de 3 canais, marca Kistler, modelo 5233A.

Para conversão e transmissão dos sinais analógicos para digital, foi utilizada uma placa de aquisição de dados, marca National Instruments, PCI e bloco de conectores de mesma marca.

Cada um dos dinamômetros foi fixado na mesa da máquina-ferramenta por meio de grampos e conectado ao amplificador de carga, que por sua vez foi conectado à placa de aquisição plugado à placa mãe do desktop, munido do software Labview 7.1. A Figura 12 apresenta os detalhes do sistema de fixação do dinamômetro.

Figura 12 - Fixação do dinamômetro no centro de usinagem.



Fonte: Elaboração da própria autora

A caracterização microestrutural das amostras foi feita recorrendo-se a um microscópio óptico (MO) da marca Carl Zeiss Jena, modelo Neophot 21, pertencente ao Laboratório de Microscopia Ótica da FEIS/UNESP. Para obtenção das imagens no microscópio ótico, foi empregada a câmera digital Sony, modelo Cyber-Shot DSC-W80 (7,2 mega pixels de resolução).

Para as medições de microdureza, foi utilizado um ultramicrodurômetro da marca Shimadzu, modelo DUH-211 pertencente ao Laboratório de Microscopia Ótica da FEIS/UNESP.

O raio de aresta da microfresa foi medido utilizando microscópio confocal Olympus OLS4000, gentilmente cedido pela Arotec S/A.

A análise do processo de formação de cavaco e rebarba, bem como da rugosidade qualitativa da superfície da peça fresada foi realizada recorrendo-se ao 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).

A rugosidade quantitativa foi medida utilizando um perfilômetro ótico Veeco, modelo Wyko NT9100, pertencente ao Laboratório de Usinagem de Precisão, da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC/USP).

3.3 CORPOS DE PROVA

Os corpos de prova foram confeccionados em aço ABNT 1045 trefilado, cuja composição química é apresentada na Tabela 2.

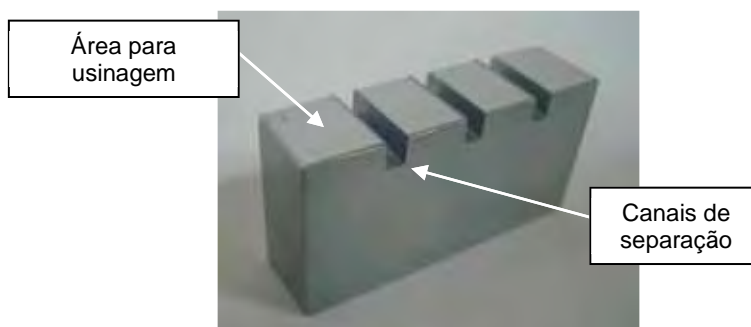
Tabela 2 - Composição química do Aço ABNT 1045 trefilado.

C	Mn	Si	P	S
0,460	0,720	0,240	0,023	0,018

Fonte: MELMETAIS (2011).

Corpos de prova de dimensões 13 x 24,5 x 48 mm foram extraídos de uma barra de seção quadrada de 2", tendo a superfície de testes desses corpos de prova sido dividida em 4 (quatro) áreas menores separadas por 3 (três) canais de 3 mm de largura por 4 mm de profundidade (Figura 13), e para cada uma dessas áreas (saliências) foram adotados condições de usinagem distintas. Metalografia quantitativa revelou que a Ferrita possui tamanho de grão médio de $12,54 \pm 0,4 \mu\text{m}$ e a Perlita de $42,79 \pm 0,92 \mu\text{m}$.

Figura 13 - Corpo de prova confeccionado em aço ABNT 1045.



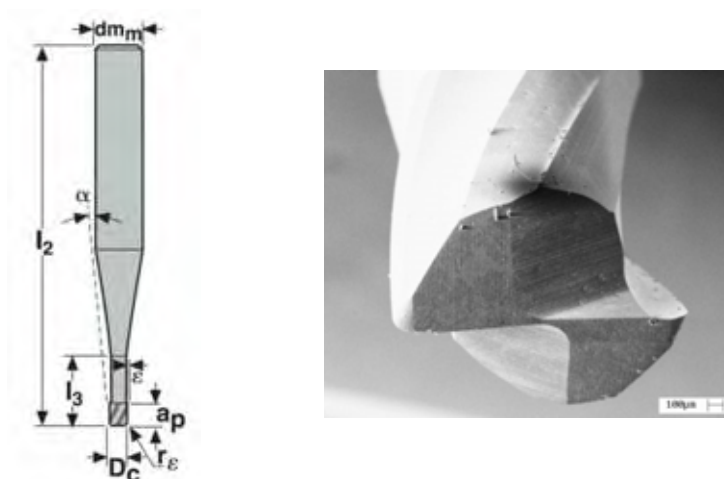
Fonte: Elaboração da própria autora

3.4 FERRAMENTAS DE CORTE

As ferramentas adotadas para a realização dos ensaios são microfresas inteiriças de metal duro com duas arestas e revestimento de TiNAl, fornecidas pela Seco Tools S/A. São ferramentas adequadas para operações de fresamento de pequenos componentes.

Os ensaios de microfresamento foram realizados com as ferramentas de código 920ML008-MEGA-T, com diâmetro de 0,8mm, com valores máximos indicados de avanço por dente de 0,0104 mm/z e profundidade de usinagem de 0,160 mm. Os ensaios de macrofresamento foram realizados com as ferramentas de código 920ML020-MEGA-T, com diâmetro de 2,0 mm, com valores máximos indicados de avanço por dente de 0,0260 mm/z e profundidade de usinagem de 0,400 mm. A velocidade de corte recomendada é 180 m/min ou a máxima rotação da máquina. As ferramentas foram fixadas ao eixo-árvore da máquina utilizando cone HSK porta-pinça. A Figura 14 mostra a ferramenta de forma ilustrativa.

Figura 14 - Desenho esquemático e imagem de MEV da microfresa de metal duro empregada nos ensaios.



Código	Dimensões em [mm]								
	D_c	dm_m	l_2	l_3	a_p	ϵ	r_ϵ	α°	Z_n
920ML008-MEGA-T	0,80	6	50	2,5	1,20	0,025	0,05	8°45'	2
920ML020-MEGA-T	2,00	6	50	6,0	2,20	0,05	0,15	8°15'	2

Fonte: Elaboração da própria autora

3.5 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os procedimentos para obtenção dos resultados são apresentados a seguir na seguinte ordem: ensaios de usinagem, medição de força, rugosidade, microestrutura e microdureza.

3.5.1 Ensaios de Usinagem

O movimento de corte nos ensaios de usinagem seguiu a trajetória linear da ferramenta em relação à peça (plano xy). Desse modo, uma rotina CNC foi desenvolvida para que a ferramenta usinasse um total de 13 passes por área do corpo de prova com a ferramenta de 0,8 mm de diâmetro e 5 passes por área do corpo de prova com a ferramenta de 2,0 mm de diâmetro. Após o término dos ensaios realizados, as ferramentas foram levadas ao microscópio para avaliação de possíveis desgastes.

3.5.2 Medição das Forças de Usinagem e Cálculo da Energia Específica

Com o sistema de aquisição empregado, pode-se fazer um estudo das forças de avanço (eixo y), apoio (eixo x) e passiva (eixo z). As forças de avanço e apoio contribuem para remoção de material formando a força de corte, já a força passiva não é responsável pela remoção de material e sim pela precisão dimensional e deformações da ferramenta ou porta-ferramenta.

Os sinais de força foram pós-processados em Matlab, para correção natural de deslocamento de zero e inclinação (“drift”). A rotina computacional forneceu as amplitudes máximas e médias das componentes da força de usinagem e força de corte, bem como a energia específica de corte, calculada de duas maneiras para fins de verificação dos resultados: pela razão entre energia e volume removido, e pela razão entre força de corte média e área da seção de corte média.

A energia foi obtida pela integração numérica do sinal de força de corte no tempo (impulso) multiplicada pela velocidade de corte. O volume removido foi calculado com base na geometria dos corpos de prova, nos parâmetros de corte (a_p e a_e) e número de passes. A área da seção de corte média considerou a espessura de corte média, fornecida por Sandvik (2000). A obtenção do volume de cavaco removido através da pesagem da peça antes e após a microusinagem não foi adotada neste trabalho, por não ser viável, devido aos erros de referenciamento no momento da reposição da peça na máquina-ferramenta.

3.5.3 Rugosidade

A análise qualitativa da rugosidade utilizando o perfilômetro ótico 3D foi realizada posicionando e alinhando as amostras no equipamento de modo que as superfícies fresadas ficassem perpendiculares ao feixe de luz. Imagens planas e tridimensionais com escala de cores foram obtidas em três regiões representativas de cada condição de usinagem, utilizando o software Vision do próprio equipamento.

3.5.4 Microestrutura e Microdureza

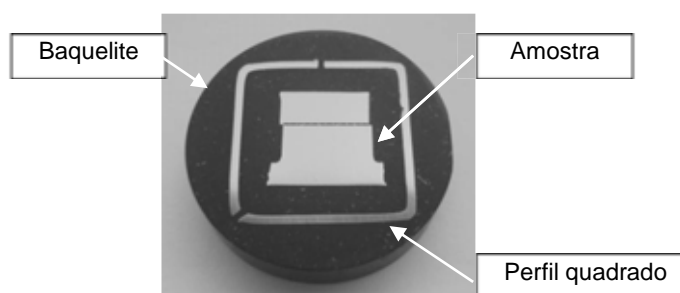
A análise da microestrutura visou verificar possíveis deformações dos grãos próximos da borda usinada, enquanto a microdureza teve por objetivo verificar variações de dureza do material em finas camadas da superfície fresada. Pelo fato de que todas as amostras embutidas foram utilizadas tanto para análise da microestrutura quanto de

microdureza, o procedimento de preparo e demais detalhes são comuns e descritos abaixo.

O embutimento das amostras foi realizado a quente com o emprego de baquelite. Após terem sido cortadas na seção transversal à superfície fresada e à direção de laminação, as amostras passaram por um processo de lixamento manual, alternando a posição de trabalho em 90° a cada troca de lixa, com a seguinte sequência de granulação: 120, 220, 320, 400, 600, 1000 e 1200. Para espelhamento, foi feito o polimento das amostras com alumina, com tamanho de partículas de 1 µm e posteriormente 0,3 µm. Após a etapa de preparação, as amostras sofreram ataque químico, cujo processo baseou-se em sequências de ataque com Nital 2%.

A Figura 15 apresenta uma amostra embutida utilizada para análise microestrutural. Nota-se a presença de um perfil quadrado no entorno das amostras, servindo como apoio para a operação de lixamento, minimizando assim o abaulamento.

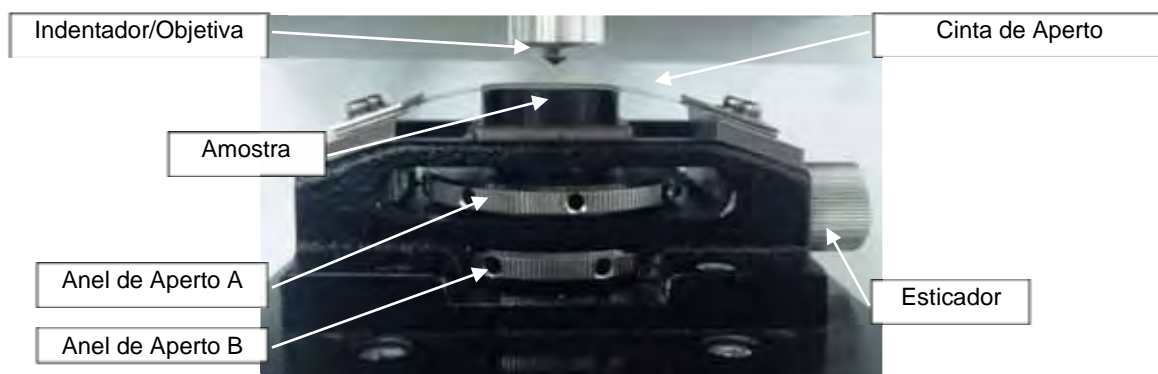
Figura 15 - Amostra embutida para análise microestrutural e de microdureza.



Fonte: Elaboração da própria autora

Conforme observado na Figura 15, cada embutimento abrigou duas amostras usinadas, sendo tanto para análise microestrutural quanto de microdureza. Este agrupamento de amostras visou otimizar o número de embutimentos e reduzir o trabalho empreendido no seu preparo. No quesito microdureza, foi necessária como etapa acrescida ao preparo das amostras, a retificação da face oposta à de trabalho, a fim de assegurar o paralelismo necessário para realizar as medidas de microdureza no ultramicrodurômetro utilizado, sendo o paralelismo condição essencial ao uso do equipamento, pois o assentamento no porta-amostra é feito pela face oposta àquela de análise (Figura 16).

Figura 16 - Porta-amostra do ultramicrodurômetro.

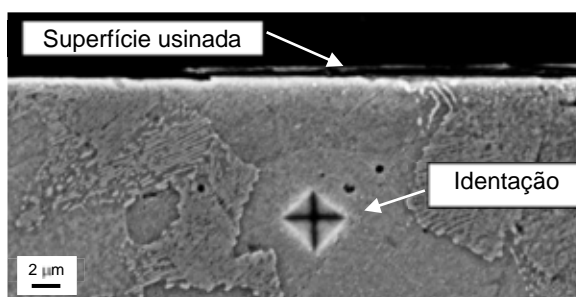


Fonte: Elaboração da própria autora

A microdureza foi a etapa que mais requereu cuidados e elaboração, uma vez que se buscou maior sensibilidade nas medidas. Foi determinado segundo a norma ISO 14577-1 utilizando a escala de dureza dinâmica Martens (H_{MV}) com indentador Vickers, carga de 20 mN (2 gf). O método de ensaio de microdureza foi o de carregamento-descarregamento, no qual o ultramicrodurômetro aumenta a força de teste até o valor pré-determinado, em seguida a força de ensaio é mantida constante por um período de tempo estabelecido, finalizando com um processo de descarga.

O ensaio foi automatizado, sendo preciso apenas o posicionamento manual da amostra e escolha das regiões para indentação. As medidas foram feitas nos grãos de ferrita. A definição do valor de carga mais adequado baseou-se em testes de cargas que levou em consideração um tamanho de impressão do indentador que viabilizasse medições de microdureza próximas à borda usinada e, dessa forma, foi possível realizar medidas a 10 μm da superfície usinada, como pode ser observado na Figura 17.

Figura 17 - Impressão de indentação de microdureza a 10μm da superfície usinada.



Fonte: Elaboração da própria autora

Para levantar o perfil de microdureza ao longo da profundidade da superfície usinada, foram efetuadas 10 repetições de cada um dos 6 pontos de medição, espaçados

de igual forma, sendo o primeiro ponto a 10 μm da superfície e os 5 pontos seguintes equidistantes 20 μm um do outro para refinar a discretização nesta região mais suscetível a uma interferência microestrutural. A profundidade total avaliada pela microdureza foi de 110 μm . E também foram realizadas medidas de microdureza do material como recebido (não fresado). A Figura 18, apresenta a montagem experimental para a medição precisa das microdurezas.

Figura 18 - Sistema de aquisição de dados de microdureza.



Fonte: Elaboração da própria autora

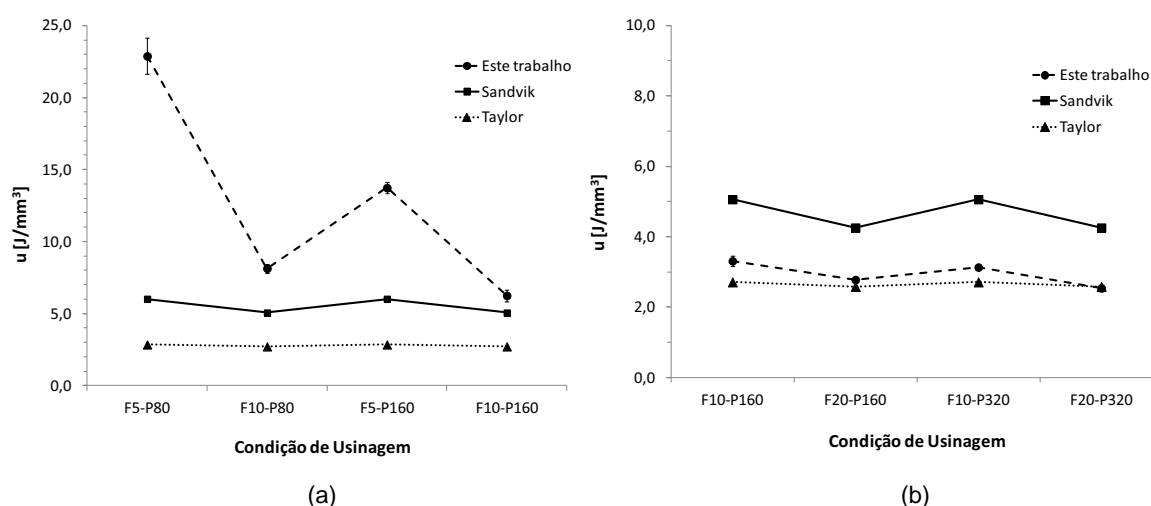
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A seguir são apresentados os resultados de energia específica de corte e sua relação com a microdureza subsuperficial da peça, deformações microestruturais na subsuperfície usinada, formação de rebarba nas bordas e rugosidade no fundo dos microcanais fresados.

4.1 ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE

A energia específica de corte (u) envolvida nos processos de usinagem é o parâmetro de corte mais representativo do efeito escala. A Figura 19 apresenta a comparação dos resultados de energia específica de corte decorrente das condições de usinagem, parâmetros de corte e escala de usinagem (micro e macrofresamento), considerando os modelos propostos por Sandvik e Taylor. Inicialmente são analisadas somente as curvas obtidas por este trabalho para ambas as escalas de usinagem. A variabilidade máxima associada aos resultados de energia específica obtidos foi de 6,4% para microescala e de 4,7% para macroescala.

Figura 19 - Comparação dos resultados de energia específica de corte em (a) microescala e (b) macroescala, considerando os modelos de SANDVIK (2012) e Taylor (FERRARESI, 1970).



Fonte: Elaboração da própria autora

No microfresamento, o aumento do avanço por dente (f_z) em 100% provocou a redução média dos valores de energia específica de corte em aproximadamente 60%.

Porém, com o aumento da profundidade de usinagem (a_p) em 100%, houve uma redução média dos valores de energia específica em aproximadamente 30%.

Por outro lado no macrofresamento, o aumento do avanço por dente em 100% provocou a redução média dos valores de energia específica de corte em aproximadamente 18%. E com o aumento da profundidade de usinagem em 100%, houve uma redução média dos valores de energia específica em aproximadamente 7%.

A partir dos resultados supracitados, é possível observar que o efeito escala ocorre tanto no micro quanto no macrofresamento, sendo mais proeminente no fresamento em microescala. Esse fato pode ser observado comparando-se as condições de usinagem (F10-P160) de micro e macrofresamento, pois mesmo possuindo valores idênticos de f_z e a_p , apresentam uma maior redução da energia específica de corte para a microescala.

O avanço se mostrou 2x mais influente no efeito de escala do que a profundidade de usinagem. Diniz, Marcondes e Coppini (2000) explicam que durante a formação do cavaco, parte do volume de material deformado da peça escorrega entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, gerando o fluxo lateral do cavaco. A força consumida por este fenômeno é relativamente grande quando se trata de avanços pequenos, pois o volume de material que se transforma em cavaco é próximo ao volume de material que flui lateralmente. Com o aumento do avanço, o fluxo lateral de cavaco se torna menor e a energia específica de corte diminui.

Segundo Ferraresi (1970), o aumento do avanço provoca uma diminuição no grau de recalque, que resulta na diminuição da energia específica de corte. Desta maneira, a diminuição do avanço possui uma maior influência no comportamento da energia específica de corte, quando comparado à profundidade de usinagem.

Como forma de validar os resultados deste trabalho, foi feita uma comparação desses resultados com aqueles encontrados através dos modelos de Taylor e Sandvik, apresentados pela literatura (Figura 19).

Os valores de energia específica de corte obtido por este trabalho para ambas as escalas de usinagem são compatíveis (em magnitude e comportamento) com modelos encontrados na literatura (Taylor e Sandvik). Ambos os modelos apresentam uma redução dos valores de energia específica de corte com o aumento do avanço, porém, o modelo da Sandvik mostrou-se mais sensível que o de Taylor.

Considerando o fresamento em microescala, os valores de energia específica de corte medidos por este trabalho foram 1,2 a 3,8x maiores que os obtidos aplicando-se o modelo da Sandvik, e 2,3 a 8x maiores que os gerados pelo modelo de Taylor, sendo as maiores diferenças encontradas para os menores valores de parâmetros de corte empregados. Já para o macrofresamento, o modelo da Sandvik apresentou valores de

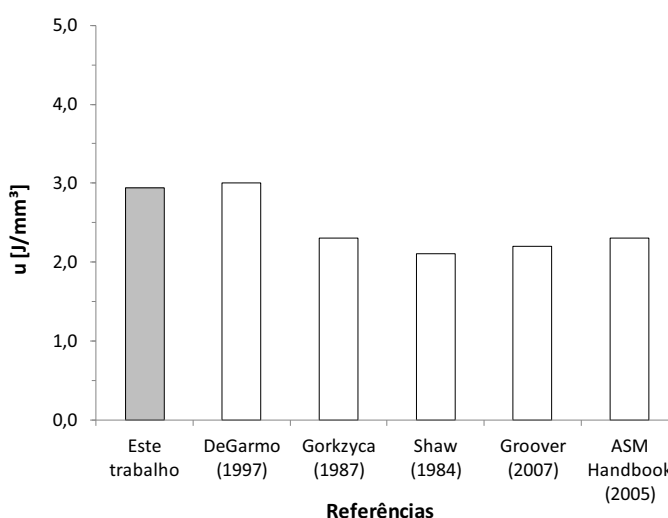
energia específica de corte em média 59% maiores e o modelo de Taylor 9% menores que os valores encontrados neste trabalho.

O comportamento da curva de energia específica de corte encontrada por este trabalho mostrou-se mais sensível que aquelas geradas pelos modelos da literatura. A diferença entre os valores dos modelos da literatura e os apresentados neste trabalho está relacionada com o fato de o método empregado neste trabalho incorporar implícita e simultaneamente a variação do avanço por dente e da profundidade de usinagem na integração do sinal de força. Além disso, os modelos da literatura empregaram parâmetros de corte distintos dos utilizados neste trabalho, especialmente no caso do microfresamento, os quais geraram constantes dos modelos que, por sua vez, divergem as comparações.

Sendo assim, para poder usar ambos os modelos da literatura, para obtenção dos valores corretos de energia específica de corte, seria necessária a correção das constantes desses modelos para que eles possam ser utilizados em microescala e em fresamento com as condições de corte usadas neste trabalho.

Uma forma de avaliar os resultados de energia específica de corte obtidos neste trabalho para a macroescala é comparar esses valores com aqueles tabulados da literatura para o mesmo tipo de material da peça (aço ABNT 1045) ou similares, como está ilustrado na Figura 20. Frisa-se que os valores de energia específica de corte citados podem ser considerados como referência inicial, pois, outros fatores como dureza do material, processo de usinagem e condições de corte influenciam diretamente nos valores de energia específica de corte e, portanto precisam ser considerados.

Figura 20 - Comparação entre a energia específica de corte obtida por este trabalho para macrofresamento e as disponibilizadas nas principais referências científicas.



Fonte: Elaboração da própria autora

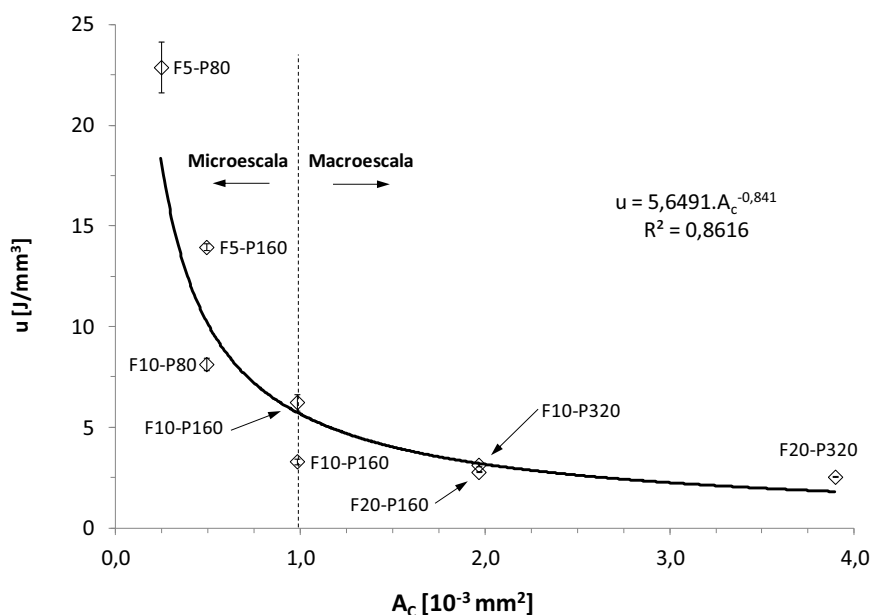
Comparando-se as energias específicas de corte para macrofresamento apresentadas na Figura 20, a menor e maior diferença encontrada foi de 2 e 28%, respectivamente, em relação a DeGarmo (1997) e Shaw (1984). Como dito, as diferenças residem nas condições de corte, processo de usinagem e dureza efetiva do material da peça e, portanto, as comparações entre as energias específicas devem ser assumidas aproximadas ou para avaliar ordens de grandeza.

O efeito de escala na usinagem é caracterizado pelo aumento não linear da energia específica de corte (energia por unidade de volume) com a diminuição da espessura de cavaco não deformado. Este efeito é especialmente ampliado quando a usinagem acontece em nível micrométrico. Quando o volume do material a ser removido é muito reduzido (redução na espessura do cavaco), ocorre o aumento substancial da tensão de cisalhamento e conseqüente aumento da energia específica de corte.

Na Figura 21, é possível observar que a energia específica de corte aumenta com a redução da área da seção de corte (A_c). Este efeito é o mesmo apresentado na Figura 19, porém agora ordenado em escala crescente de área de seção de corte para ambas as escalas de usinagem.

Duas regiões podem ser identificadas no gráfico por dois critérios. O primeiro está pautado no aumento significativo da energia específica com a diminuição da área da seção de corte para valores inferiores a 10^{-3} mm^2 . O segundo critério define essas duas regiões a partir da interface das condições de usinagem adotadas na montagem da matriz experimental para micro e macrofresamento (F10-P160), onde os parâmetros de corte f_z e a_p têm valores idênticos para ambas as escalas.

Figura 21 - Efeito de escala no fresamento em micro e macroescala.

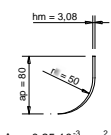
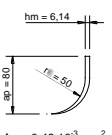
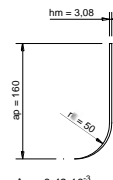
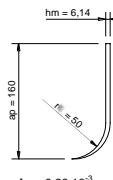
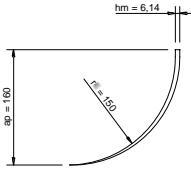
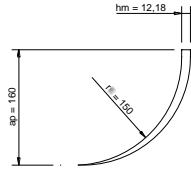
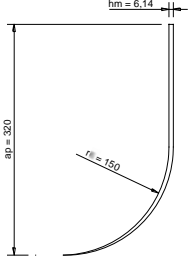
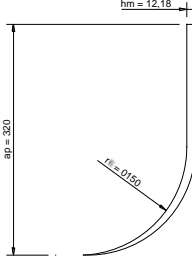


Fonte: Elaboração da própria autora

Nota-se um comportamento recorrente entre condições, apesar da ordenação dos valores da área da seção de corte e da energia específica de corte. Mesmo que as áreas sejam iguais, como pode ser visto nas condições (F10-P80 / F5-P160) para microescala e (F20-P160 / F10-P320) para macroescala, e (F10-P160) para micro e macroescala, os valores de energia específica de corte foram diferentes.

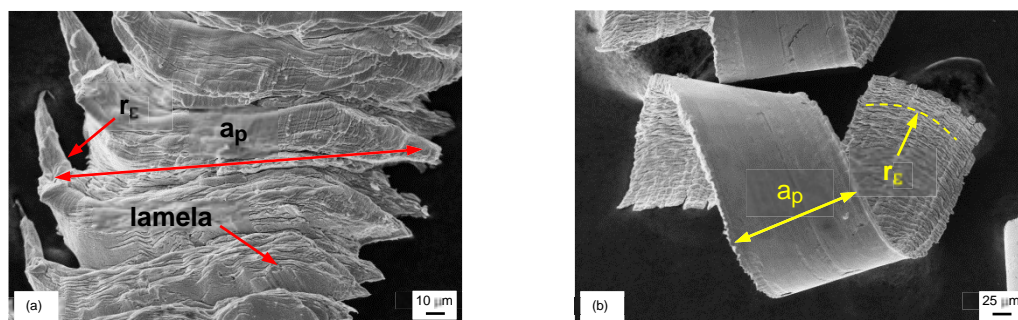
Esse comportamento está relacionado principalmente ao formato da seção transversal do cavaco, que possui áreas iguais, porém perímetros e formas diferentes. Isso ocorre devido à relação entre parâmetros de corte (f_z e a_p), além da característica da ferramenta (raio de ponta r_b). Entre F10-P80 / F5-P160 (micro) e F20-P160 / F10-P320 (macro), o a_p duplica e o f_z reduz à metade (A_c permanece constante), porém a forma da seção do cavaco se altera. A relação entre essas variáveis faz com que para maiores profundidades de usinagem, a proporção a_p/r_b seja máxima e a formação de cavaco ocasiona maior consumo de energia por volume para formar cavacos mais delgados (espessura média do cavaco (h_m) menor). Possivelmente essa diferença nos valores de energia específica de corte tenha sido determinada pela geometria da seção de corte, conseqüentemente com distintas deformações e formações do cavaco, conforme ilustrado na Figura 22. Para comprovar a proposição mencionada acima, a Figura 23 apresenta exemplares dos cavacos gerados pelas condições de fresamento F10-P160 em micro e macroescala, cujas áreas da seção de corte são iguais.

Figura 22 - Geometria da seção transversal média do cavaco no micro e macrofresamento (medidas em μm , exceto quando indicado).

		CONDIÇÃO DE USINAGEM			
		F5-P80	F10-P80	F5-P160	F10-P160
ESCALA DE USINAGEM	Microescala	 $h_m = 3,08$ $a_p = 60$ $r_b = 50$ $A_c = 0,25 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$	 $h_m = 6,14$ $a_p = 60$ $r_b = 50$ $A_c = 0,49 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$	 $h_m = 3,08$ $a_p = 160$ $r_b = 50$ $A_c = 0,49 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$	 $h_m = 6,14$ $a_p = 160$ $r_b = 50$ $A_c = 0,98 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$
	Macroescala	 $h_m = 6,14$ $a_p = 160$ $r_b = 50$ $A_c = 0,98 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$	 $h_m = 12,18$ $a_p = 160$ $r_b = 150$ $A_c = 1,95 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$	 $h_m = 6,14$ $a_p = 320$ $r_b = 150$ $A_c = 1,95 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$	 $h_m = 12,18$ $a_p = 320$ $r_b = 0,150$ $A_c = 3,90 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$
		F10-P160	F20-P160	F10-P320	F20-P320
		CONDIÇÃO DE USINAGEM			

Fonte: Elaboração da própria autora

Figura 23 - Cavacos obtidos da condição de usinagem F10-P160 em (a) microescala e (b) macroescala.



Fonte: Elaboração da própria autora

É possível observar na Figura 23(a) que o cavaco de microescala tendeu a planificar seu comprimento circunferencial gerado pelo contato angular peça-ferramenta de 180° (corte em cheio), uma vez que as lamelas ficaram segmentadas e aparentes, sobretudo na região do contato do raio de ponta da ferramenta (r_e), onde houve nucleação e propagação de trinca nas bandas de cisalhamento. Esta dinâmica de formação e deformação (planificação) do cavaco deve ter sido governada por deformações localizadas nas bandas de cisalhamento e mudanças no estado de tensão devido ao fluxo desigual de material do cavaco ao longo de sua seção transversal, devido ao raio de ponta da fresa e à relação a_p/r_e .

No macrofresamento, o processo de formação de cavaco foi distinto, uma vez que o raio de ponta da ferramenta corresponde a 94% da profundidade de usinagem. Esta relação geométrica somada ao mesmo efeito do gradiente de fluxo de material da peça na formação do cavaco, devido ao raio de ponta da fresa, não foi suficiente para alterar significativamente o estado de tensões do cavaco, não planificando-o, mas sim tornando-o helicoidal. Estes mecanismos de formação e deformação do cavaco geram energias específicas de corte distintas, mesmo sendo as seções de corte iguais.

Visando também analisar estatisticamente a dependência da energia específica de corte com relação aos parâmetros de fresamento e às escalas de usinagem, apresenta-se na Tabela 3 o quadro ANOVA para comprovar estatisticamente a influência dos fatores de controle (f_z e a_p) na energia específica de corte (u).

Tabela 3 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na energia específica de corte.

Fator	GL	Microescala					Macroescala				
		SQ	QM	F	P	CP	SQ	QM	F	P	CP
f_z	1	377,95	377,95	83,01	~0,000	-0,862	0,94753	0,94753	141,67	~0,000	-0,913
a_p	1	87,71	87,71	19,27	0,002	-0,416	0,12896	0,12896	19,28	0,002	-0,337
Erro	9	40,98	4,55				0,06020	0,00669			
Total	11	506,63					1,13669				

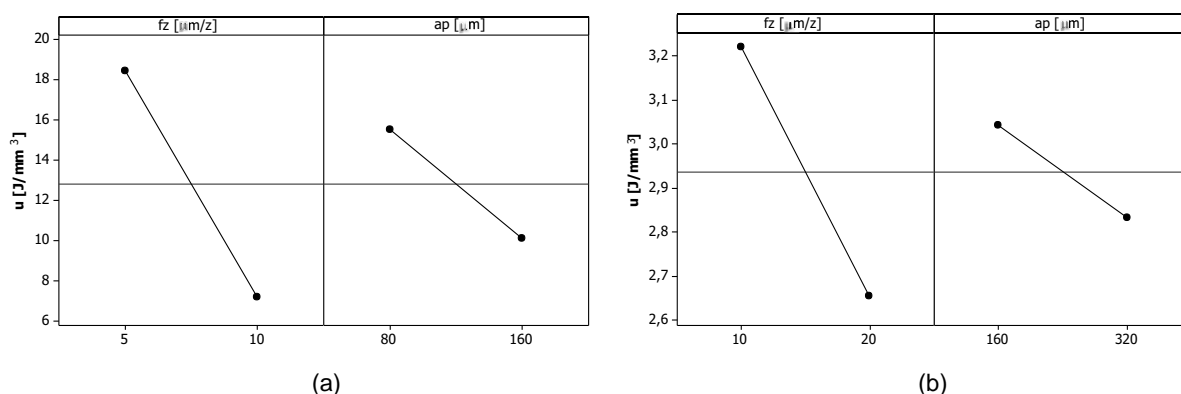
Fonte: Elaboração da própria autora

Baseando-se na Tabela 3, constata-se que o avanço por dente e a profundidade de usinagem são significativos na energia específica de corte medida tanto no micro quanto no macrofresamento, pois a probabilidade (P-valor) foi menor que o nível de significância ($\alpha = 5\%$) escolhido para esta análise. Em outras palavras, pode-se afirmar com 95% de confiabilidade que a energia específica de corte é influenciada de forma significativa por f_z e a_p . O teste de Normalidade Kolmogorov-Smirnov validou os resultados obtidos pela ANOVA, pois o P-valor foi maior que 5%. Além disso, constatou-se que não houve interação entre os fatores de controle.

O Coeficiente de Correlação de Pearson (CP) mede o grau de influência de um fator de controle na resposta, variando no intervalo fechado $[-1,1]$, sendo considerado fraco para magnitudes próximas à nulidade e forte quando próximas aos limites do intervalo, além disso, indica se o fator é inversa (-) ou diretamente (+) proporcional à resposta. No caso dos valores obtidos neste trabalho, o CP comprova que o avanço é mais forte, portanto, mais influente que a profundidade de usinagem e que ambos são inversamente proporcionais à energia específica de corte, tal como mostra a Figura 21.

Apesar de os gráficos da Figura 24 apresentarem apenas dois pontos para cada condição de usinagem em cada escala, analisando os resultados obtidos é possível observar as tendências dos valores de energia específica de corte com relação aos parâmetros de corte (a_p e f_z) adotados neste trabalho. Além disso, é possível avaliar suas variações em torno da média.

Figura 24 - Efeito dos parâmetros de corte na energia específica da peça (a) microfresada e (b) macrofresada.



Fonte: Elaboração da própria autora

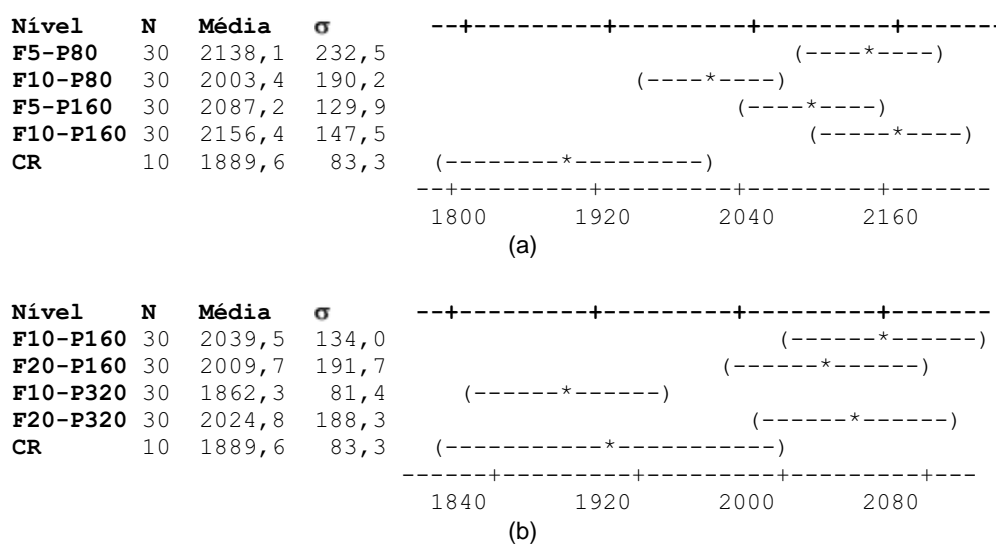
Verifica-se novamente que a energia específica de corte é inversamente proporcional aos parâmetros de corte, isto é, a energia específica reduz com o aumento do avanço por dente e profundidade de usinagem, o que está de acordo com o sinal negativo do CP do quadro ANOVA apresentado anteriormente.

O avanço por dente apresenta maior influência que a profundidade de usinagem na energia específica, pois, o f_z causa maior oscilação da energia específica em torno da média, se comparado ao efeito do a_p . Portanto, este resultado gráfico vai ao encontro da análise realizada considerando os valores do Coeficiente de Pearson, apresentados no quadro ANOVA (Tabela 3).

4.2 MICRODUREZA

A integridade superficial da peça também pode ser avaliada através da microdureza na seção transversal à superfície fresada. A Figura 25 apresenta a avaliação estatística da profundidade da camada encruada abaixo da superfície fresada, através da ANOVA, para todas as condições de usinagem empregadas nos ensaios de fresamento, em comparação com a microdureza do material na condição “como recebido” (CR).

Figura 25 - ANOVA “One-Way” para avaliar significância de microdureza (a) na profundidade de $70\ \mu\text{m}$ da peça microfresada (variabilidade máxima de 9,0%) e (b) na profundidade de $30\ \mu\text{m}$ da peça macrofresada (variabilidade máxima de 8,3%).



Fonte: Elaboração da própria autora

É possível observar através da Figura 25(a) que a condição de usinagem em microescala F10-P80 não influenciou no aumento de microdureza na profundidade de $70\ \mu\text{m}$ abaixo da superfície fresada, uma vez que o desvio estatístico em torno da média se sobrepõe ao do material CR. Assim, como pelo menos uma das condições de usinagem apresentou desvio de microdureza coincidente com o do material CR, constata-se estatisticamente que o encruamento para todas as condições de usinagem alcançou a

profundidade imediatamente anterior, ou seja, 50 μm . De fato, a aplicação da ANOVA para as profundidades de 10 a 50 μm (não mostradas no trabalho) não apresentou sobreposição dos desvios estatísticos de nenhuma condição de microfresamento em relação ao do material CR.

O mesmo raciocínio pode ser aplicado na Figura 25(b) para a usinagem em macroescala. Neste caso, entretanto, apenas a condição F10-P160 não sobrepôs seu desvio com o do material CR, quando aplicada ANOVA na profundidade de 30 μm , indicando que na profundidade imediatamente anterior (10 μm), o incremento de microdureza ocorreu para todas as condições de usinagem. Isto significa que a camada encruada alcançou apenas 10 μm de profundidade abaixo da superfície fresada na condição de macrousinagem.

Além da análise do efeito dos parâmetros de corte ou da escala de usinagem na camada encruada da peça fresada, pode-se também avaliar o aumento de microdureza subsuperficial da peça após a usinagem. A Tabela 4 ilustra a influência estatística, através da ANOVA, do avanço por dente e da profundidade de usinagem na microdureza a 10 μm abaixo da superfície fresada, medida na seção transversal da peça, para todas as condições de usinagem empregadas nos ensaios.

A ANOVA foi realizada para esta distância por ser mais suscetível ao incremento de microdureza decorrente da usinagem, uma vez que trata-se da primeira profundidade imediatamente abaixo da superfície fresada, dentre os 6 pontos de medição que compõem os perfis de microdureza, conforme mostrado no item 3.5.4 e Figura 26 a seguir.

Tabela 4 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na microdureza a 10 μm abaixo da superfície fresada para todas as condições de usinagem.

Fator	GL	Microescala				Macroescala			
		SQ	QM	F	P	SQ	QM	F	P
f_z	1	10568	10568	1,09	0,323	89840	89840	2,77	0,131
a_p	1	23610	23610	2,44	0,153	36349	36349	1,12	0,318
Erro	9	87178	9686			292342	32482		
Total	11	121356				418531			

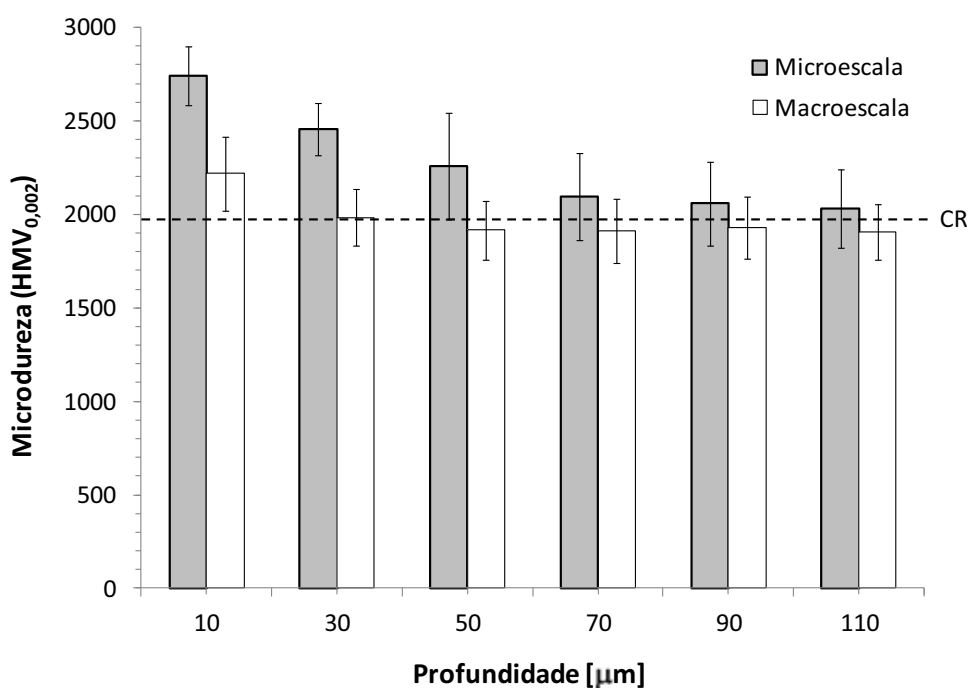
Fonte: Elaboração da própria autora

As Probabilidades P maiores que o nível de significância adotado ($\alpha = 0,05$), conforme apresentado no item 3.1, segundo os fundamentos da Análise de Variância, significam que os fatores de controle (variáveis de entrada) não exerceram influência nas respostas pesquisadas (variáveis de saída). Em outras palavras, para o caso específico da microdureza avaliada neste trabalho, constata-se que o avanço por dente e a profundidade

de usinagem apresentaram valores P superiores a 0,05, independente da escala de usinagem aplicada. Isso significa que é possível afirmar com confiabilidade de 95% (ou equivalentemente 5% de incerteza) que o avanço por dente e a profundidade de usinagem aumentam a microdureza próxima à superfície usinada, porém, os valores máximos não podem ser distinguidos entre as condições de fresamento.

É por este motivo que a Figura 26 a seguir ilustra o comportamento do perfil de microdureza com a escala de usinagem, considerando, todavia, a média entre as microdurezas das quatro condições de usinagem em suas respectivas escalas. A variabilidade percentual geral ficou entre 5,2 e 9,0%.

Figura 26 - Perfil de microdureza na seção transversal à superfície usinada em micro e macroescala.



Fonte: Elaboração da própria autora

A Figura 26 comprova que a microdureza subsuperficial aumentou para ambas as escalas de usinagem, porém, o microfresamento gerou uma camada encruada 5 vezes mais profunda que o macrofresamento, além de maiores amplitudes de microdureza, pelo menos até 30 μm de profundidade. Em consonância com a Figura 25, comprova-se que o fresamento em microescala encruou uma camada de 50 μm de profundidade, pois a 70 μm o desvio estatístico alcançou o limite superior de microdureza do material na condição CR (linha tracejada). Este comportamento, para a usinagem em macroescala, já ocorreu para uma profundidade de apenas 30 μm . De outra forma, pode afirmar com 95% de certeza que

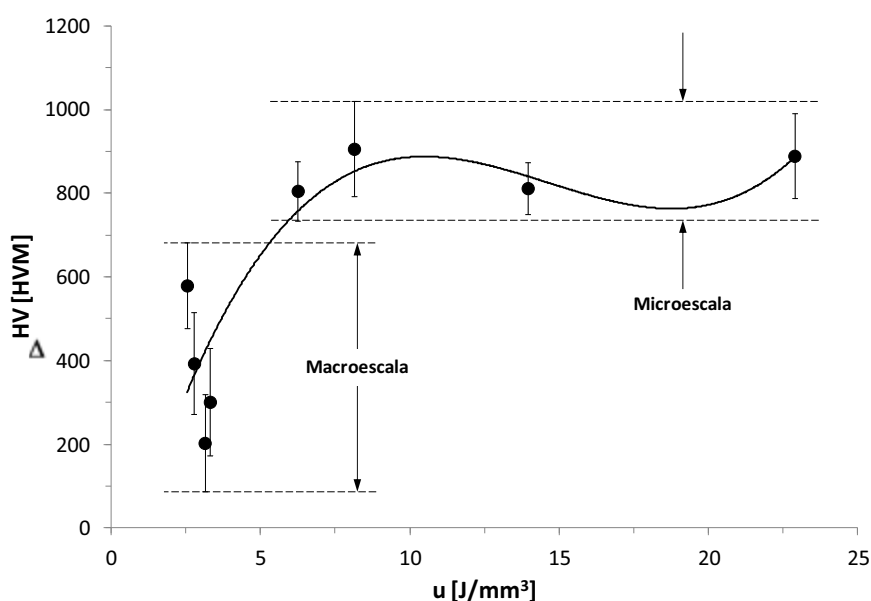
a integridade superficial do aço ABNT 1045, quanto à microdureza, é afetada apenas até 50 μm de profundidade a partir da superfície fresada nas condições de usinagem utilizadas.

Segundo Oliveira (2012), este comportamento ocorreu devido ao emprego dos parâmetros de corte reduzidos (avanço por dente e profundidade de usinagem), que dificultam a formação do cavaco diante do aumento proporcional da força de deformação (“plowing”) em relação à força de corte. Assim, nestas condições de avanços e profundidades próximos ao raio de aresta da ferramenta, a formação de cavaco é dificultada devido ao maior recalque da ferramenta sobre o material da peça, que por sua vez, faz aumentar a energia específica de corte, como pode ser constatado nas Figuras 19 e 21.

Por fim, podem ser extraídos da Figura 26 os crescimentos percentuais e os gradientes de microdureza no domínio da extensão encruada para cada escala de usinagem. Os crescimentos de microdureza foram de 21% e 12% para a micro e macroescala, respectivamente, ao passo que os gradientes alcançaram 12,1 e 11,7 $\text{HVM}/\mu\text{m}$. Esses dados mostram que as taxas de crescimento da microdureza subsuperficial para ambas as escalas de usinagem foram semelhantes (3,4% de diferença), mas o microfresamento imprimiu um aumento na microdureza 75% maior que o macrofresamento.

A Figura 27 apresenta a correlação entre energia específica de corte e aumento de microdureza (em relação à do “bulk” do material) na profundidade de 10 μm abaixo da superfície fresada, por ser a distância na subsuperfície da seção transversal da peça onde a microdureza apresentou incremento com comprovação estatística para ambas as escalas de usinagem. A variabilidade percentual média das medidas é de 23,5%.

Figura 27 - Variação do aumento da microdureza na profundidade de 10 μm abaixo da superfície fresada.



Fonte: Elaboração da própria autora

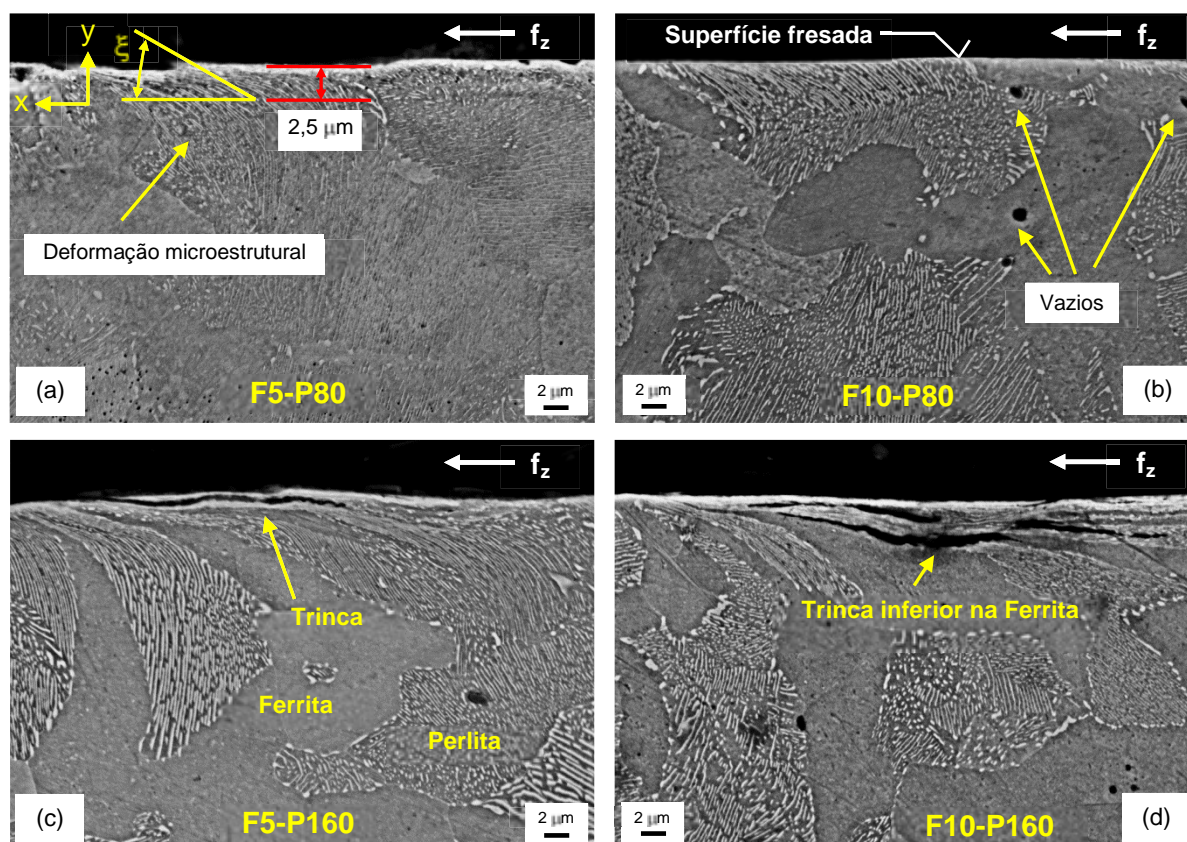
Apesar de uma certa variabilidade das medidas de microdureza, pode-se observar que há um crescimento claro do aumento da microdureza com a deformação específica do material, porém, neste caso, sem distinção entre as condições de fresamento para cada escala de usinagem. Em outras palavras, o aumento da energia específica indica um aumento na microdureza próxima à superfície usinada, mas este comportamento não pode ser associado às condições de usinagem e sim às escalas de usinagem. As condições de fresamento adotadas neste trabalho provavelmente não foram suficientes para gerar diferenças significativas entre os aumentos de microdureza na subsuperfície da peça usinada. Crê-se que este comportamento não impede a análise e conclusão de que o aumento da energia específica indica que houve aumento na microdureza subsuperficial da peça, uma vez que maiores energias específicas de corte maiores podem ser associadas à dificuldade em cisalhar e remover o material da peça, mesmo que em volumes menores, causando encruamento superficial e subsuperficial da peça usinada. Estes resultados podem ser associados às deformações microestruturais apresentadas no item 4.3 a seguir.

4.3 MICROESTRUTURA

A resposta microestrutural do material da peça diante do fresamento em micro e macroescala é sumarizada nas Figuras 28 e 29. As imagens obtidas por MEV revelam que a microestrutura abaixo da superfície fresada sofreu severas deformações e danos significativos que podem ser associados à energia específica de corte e ao encruamento da peça e afetar diretamente a vida em fadiga da peça em aplicações cíclicas.

Apesar da ocorrência de vazios inerentes ao material “como recebido”, exemplificados na Figura 28(b) em dimensões maiores ($\sim \varnothing 1,3 \mu\text{m}$), e na Figura 29(a) e (b) em dimensões menores ($\sim \varnothing 0,4 \mu\text{m}$), além de conglomerados de vazios finos, nota-se a ocorrência de trincas superficiais e subsuperficiais, sobretudo na usinagem em microescala (Figuras 28(c) e (d)).

Figura 28 - Deformações e danos microestruturais abaixo da superfície microfresada.



Fonte: Elaboração da própria autora

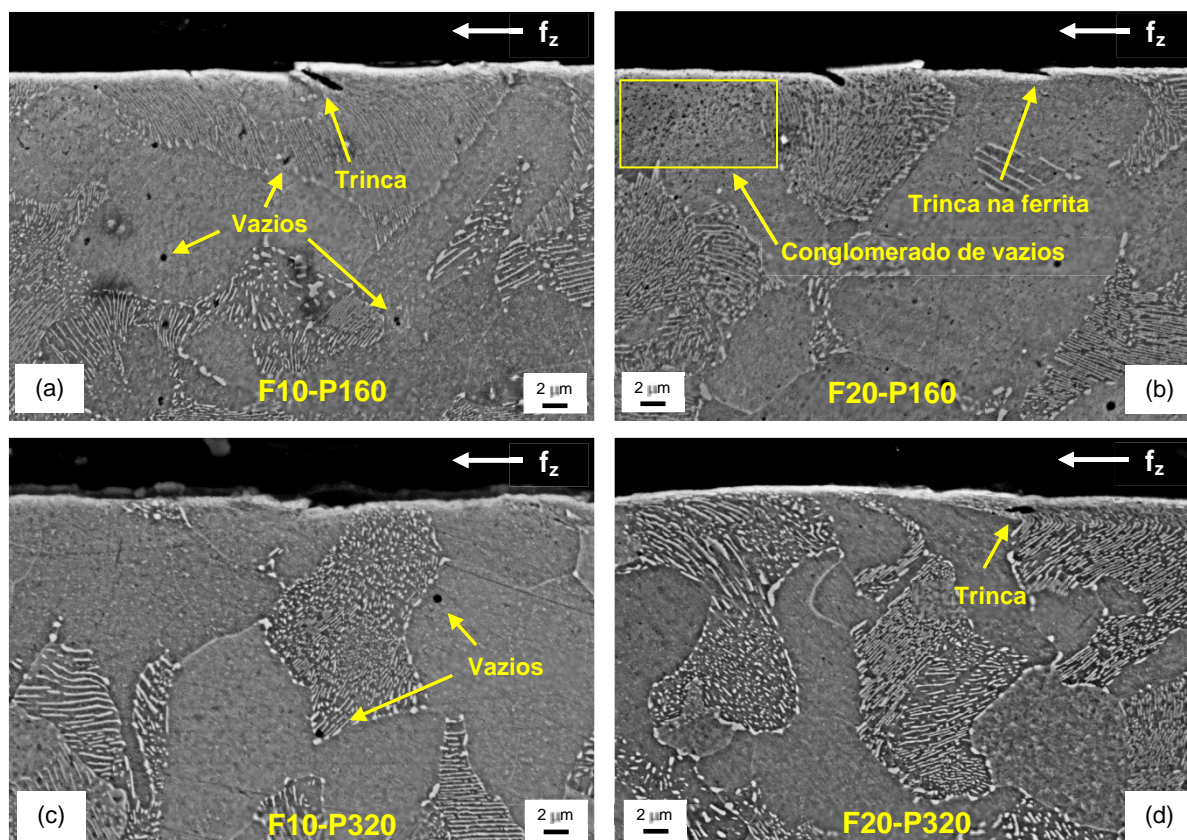
Nos casos mais extremos, as trincas chegam a apresentar abertura de até $1 \mu\text{m}$ por $19 \mu\text{m}$ de comprimento, com nucleação (na maioria dos casos) na superfície e propagação na subsuperfície, alcançando profundidades de até $3,7 \mu\text{m}$. Porém, houve casos de nucleação subsuperficial de trincas (abaixo até $2,2 \mu\text{m}$ da superfície fresada), como mostram as Figuras 29(a) e (d).

A propagação das trincas segue a orientação do fluxo de deformação microestrutural em direção ao interior do material (que será discutido a seguir), mesmo nos casos menos significativos (macrousinagem), onde as trincas são curtas (até $\sim 3,5 \mu\text{m}$), conforme ilustram as Figuras 29(a) e (b). Apesar das ferritas localizadas na borda fresada não apresentarem claramente as linhas de deformação na direção do avanço da ferramenta, as trincas identificadas na Figura 28(d) e 29 (b) indicam que as ferritas também sofreram cisalhamento na direção do fluxo de deformação decorrente da usinagem.

Todas as trincas identificadas e classificadas por MEV foram geradas pelo endurecimento por deformação plástica (encruamento) do material da peça na região próxima à superfície fresada, evidenciando que os maiores níveis de encruamento (Figura

26) estão diretamente associados ao aparecimento e crescimento de trincas superficiais e subsuperficiais (Figuras 28 e 29).

Figura 29 - Deformações e danos microestruturais abaixo da superfície macrofresada.



Fonte: Elaboração da própria autora

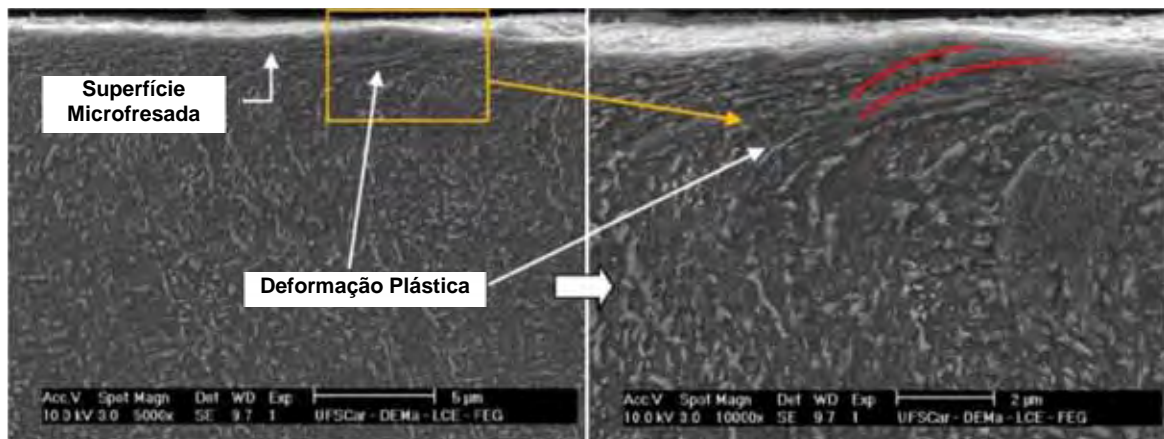
A propagação das trincas segue a orientação do fluxo de deformação microestrutural em direção ao interior do material (que será discutido a seguir), mesmo nos casos menos significativos (macrousinagem), onde as trincas são curtas (até $\sim 3,5 \mu\text{m}$), conforme ilustram as Figuras 29(a) e (b). Apesar das ferritas localizadas na borda fresada não apresentarem claramente as linhas de deformação na direção do avanço da ferramenta, as trincas identificadas na Figura 28(d) e 29 (b) indicam que as ferritas também sofreram cisalhamento na direção do fluxo de deformação decorrente da usinagem.

Todas as trincas identificadas e classificadas por MEV foram geradas pelo endurecimento por deformação plástica (encruamento) do material da peça na região próxima à superfície fresada, evidenciando que os maiores níveis de encruamento (Figura 26) estão diretamente associados ao aparecimento e crescimento de trincas superficiais e subsuperficiais (Figuras 28 e 29).

Além da ocorrência de trincas na peça, geradas por condições e escalas específicas de usinagem, nota-se claramente que a microestrutura do material da peça apresentou também nítida deformação dos grãos na região próxima à superfície fresada, sendo muito mais evidenciada na perlita do que na ferrita, cujas linhas de deformação são praticamente imperceptíveis, como já citado anteriormente. É possível constatar, mais claramente na perlita, que a orientação antes aleatória dos veios de cementita para cada grão, curvaram-se e inclinaram-se em direção ao fluxo de deformação microestrutural causado pela passagem da fresa sobre a superfície da peça.

Bodziak, Souza e Rodrigues (2012) também identificaram significativa deformação microestrutural na subsuperfície do aço AISI P20 (29 HRC) ao empregar o microfresamento de topo, conforme pode ser visto na Figura 30.

Figura 30 - Microestrutura deformada do aço AISI P20 no microfresamento de topo utilizando $f_z = 10 \mu\text{m/z}$, $a_p = 60 \mu\text{m}$, $a_e = 120 \mu\text{m}$, $v_c = 75 \text{ m/min}$.



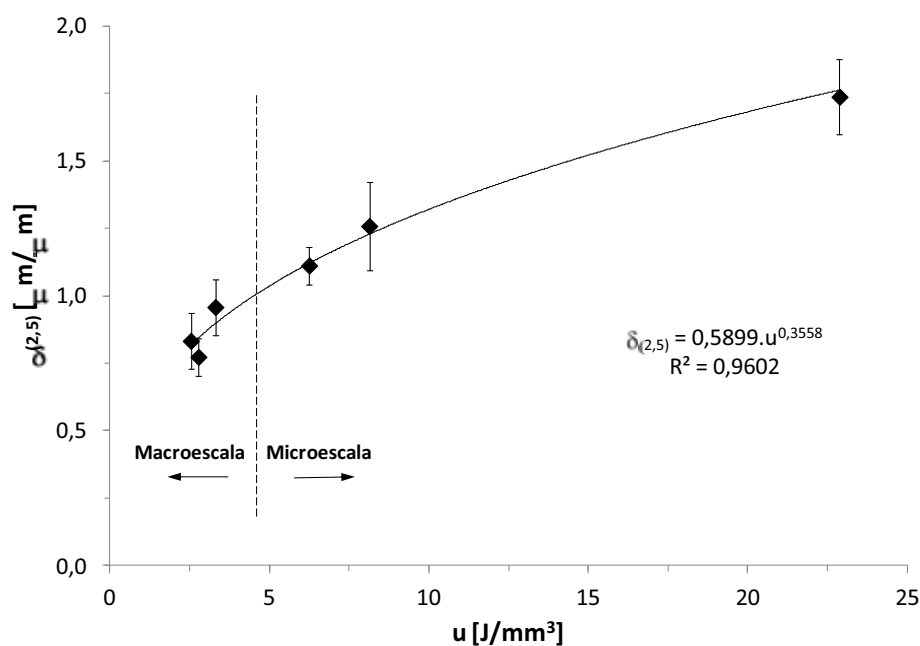
Fonte: Modificado de Bodziak, Souza e Rodrigues (2012)

Pode-se observar na Figura 30 que a microestrutura próxima à superfície usinada apresentou nítida deformação plástica na direção do avanço da ferramenta, porém esta análise foi puramente qualitativa.

Visando não apenas identificar e analisar as deformações microestruturais da subsuperfície microfresada, este trabalho recorreu à inclinação da perlita para quantificar o grau de deformação gerado pela usinagem e associar à energia específica de corte. A Figura 28(a) ilustra o procedimento para a determinação da assim denominada por este trabalho “deformação microestrutural a 2,5 μm de profundidade da borda usinada $\delta_{(2,5)}$ ”. Trata-se de uma definição para quantificar e comparar as deformações causadas na peça, oriundas do processo de usinagem. Assim, a deformação $\delta_{(2,5)}$, dada em $\mu\text{m}/\mu\text{m}$, equivale à tangente do complemento do ângulo ξ apresentado na Figura 28(a) e significa que tanto

maior será a deformação microestrutural quando menor ξ , o que equivale a um maior cisalhamento na direção x do que em z. A Figura 31 mostra a relação entre a deformação microestrutural e a energia específica de corte.

Figura 31 - Relação entre energia específica e deformação da Perlita a 2,5 μm abaixo da superfície fresada.



Fonte: Elaboração da própria autora

Observa-se no gráfico que o aumento da deformação dos grãos de perlita e ferrita localizados próximos à superfície fresada eleva a energia específica. Este crescimento segue um modelo matemático potencial e define claramente as escalas de macrousinagem (baixas deformações e energias) e microusinagem (altas deformações e energias).

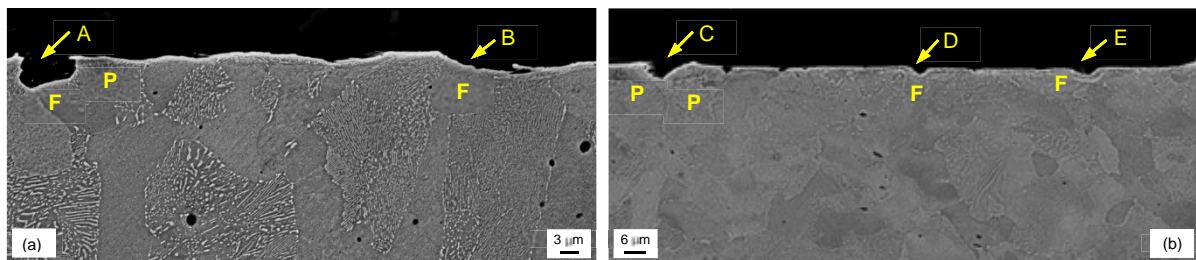
É interessante notar que o ajuste de curva apresenta um alto coeficiente de correlação dos dados experimentais ao modelo e que a curva apresenta comportamento inverso da apresentada na Figura 21, representativa do efeito de escala. Em outras palavras, os resultados de energia específica, microdureza e deformação microestrutural estão integralmente interrelacionados, pois a redução da área de corte, ou equivalentemente do volume de cavaco removido, dificulta o processo de formação de cavaco, elevando o nível de deformação microestrutural da subsuperfície usinada e encruando o material da peça nesta região. O efeito de escala ocorre através do crescimento assintótico da energia específica, com a redução do volume de cavaco removido.

Outro resultado considerado relevante diz respeito à remoção ou fratura de grãos na superfície fresada, como ilustra a Figura 32. Análises da seção transversal da peça através

de microscopia eletrônica de varredura revelaram ocorrências de destacamento ou fratura de grãos do material na superfície fresada, tanto em micro como em macroescala.

Não é possível em alguns casos identificar se houve remoção completa ou fratura de grãos e, na possibilidade de terem ocorrido fraturas, se estas foram intra ou intergranular e, ainda, sendo intergranular, se foi nos contornos ferrita-perlita, ferrita-ferrita ou perlita-perlita. A região A identificada na Figura 32(a) para o microfresamento não permite precisar se houve remoção de um grão de ferrita, perlita ou fratura intragranular de ferrita ou perlita, ou ainda intergranular ferrita-ferrita ou ferrita-perlita. A região B sinaliza ter ocorrido fratura intragranular da ferrita. Já para o macrofresamento, as regiões C, D e E indicadas na Figura 32(b), mostram que houve fratura da perlita, ferrita e ferrita, respectivamente. Estes danos microestruturais na superfície usinada podem ter relação direta com a rugosidade da peça e serão abordados no item 4.5 a seguir.

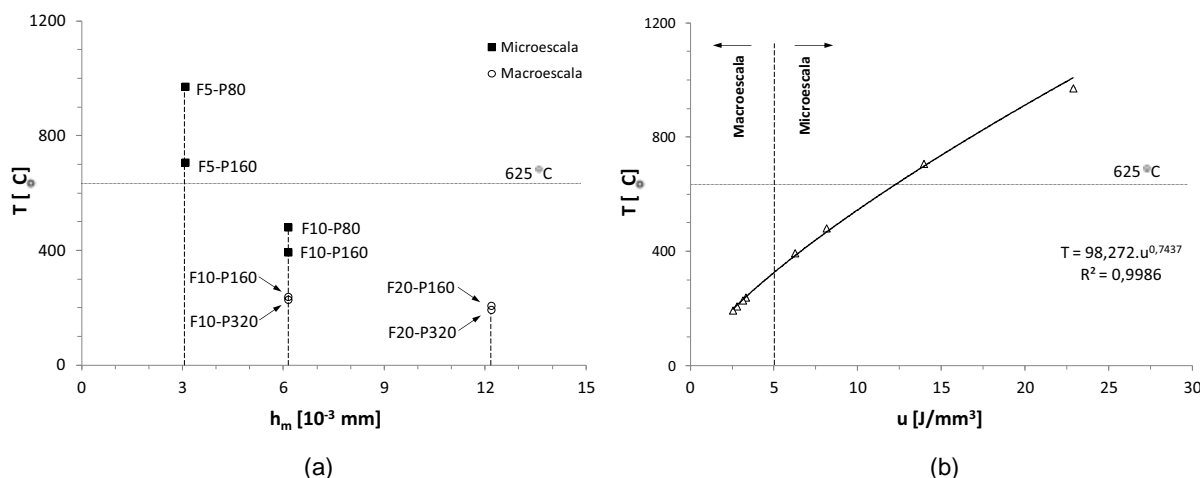
Figura 32 - Destacamento ou fratura de grãos do material da peça no (a) micro e (b) macrofresamento.



Fonte: Elaboração da própria autora

Para finalizar a avaliação da influência das escalas de usinagem no comportamento da microestrutura subsuperficial da peça, além do efeito mecânico descrito acima, investigou-se o efeito térmico gerado na interface cavaco-ferramenta. Assim, aplicando um modelo termodinâmico na zona de cisalhamento secundária e considerando as propriedades térmicas do aço ABNT 1045 extraídas de Incropera e Dewitt (2006) e Krauss (1997), foi possível estimar a temperatura decorrente do atrito entre a ferramenta e o cavaco, conforme mostra a Figura 33. O Apêndice B traz o desenvolvimento do modelo termodinâmico aplicado na estimativa da temperatura.

Figura 33 - Temperatura na zona de cisalhamento secundária em função (a) da espessura de corte média e (b) da energia específica de corte.



Fonte: Elaboração da própria autora

Verifica-se na Figura 33(a) que a temperatura na zona de cisalhamento secundária é regida pela energia específica de corte, pois maiores valores foram encontrados na usinagem em microescala, além de o comportamento seguir o descrito na Figura 19, isto é, depende mais do avanço por dente (ou equivalentemente da espessura média do cavaco h_m) que propriamente da profundidade de usinagem. De outro modo, avanços por dente menores geram maiores energias específicas e temperaturas na interface cavaco-ferramenta, dado o maior tempo de contato e maior dificuldade de remoção de cavaco.

Nota-se também no gráfico que espessuras médias de cavaco iguais geraram temperaturas distintas, sobretudo no fresamento em microescala. Apesar das espessuras médias de corte serem iguais, devido à combinação dos avanços por dentes determinados na matriz experimental, a geometria das seções médias de corte e os mecanismos de formação de cavaco são diferentes (como já discutido no item 4.1), o que culminou em distintos níveis de energia específica de corte e, conseqüentemente, de temperatura estimada na interface cavaco-ferramenta.

As temperaturas estimadas no fresamento em macroescala podem ser consideradas iguais, alcançando aproximadamente $200^{\circ}C$. No entanto, a distinção entre temperaturas para o microfresamento é mais clara, ou seja, para as condições de usinagem que empregaram maiores avanços por dente, a temperatura atingiu a faixa de 400 e $500^{\circ}C$. Para o caso do menor avanço por dente, as temperaturas alcançaram cerca de $700^{\circ}C$ e $970^{\circ}C$, respectivamente, para a maior e menor profundidade de usinagem, ultrapassando, inclusive, neste último caso, a temperatura homóloga do material ($\sim 625^{\circ}C$).

Esta estimativa das temperaturas na interface cavaco-ferramenta sugere que apenas a primeira condição de usinagem (F5-P80), conforme Tabela 1, poderia ter exercido alguma influência térmica no material da peça e as demais condições, influências mais

proeminentemente mecânicas. Entretanto, pelo exame das microestruturas da peça apresentadas na Figura 28 e 29, verifica-se (pelo menos visualmente) que não houve interferências térmicas no material da peça, como mudanças de fase e recristalizações, por exemplo. Isto provavelmente não ocorreu, pois o calor gerado na zona de cisalhamento secundário não foi transmitido via condução de calor (ao menos não em sua totalidade) para a superfície fresada. Na hipótese de a temperatura na superfície usinada ter sido elevada acima da temperatura homóloga do material da peça, a microestrutura subsuperficial não foi alterada provavelmente devido ao resfriamento lento do material da peça após a usinagem, além de a usinagem ter sido realizada sem o emprego de fluido lubrificante, que minimiza sobremaneira a fadiga térmica da ferramenta e da peça durante o fresamento.

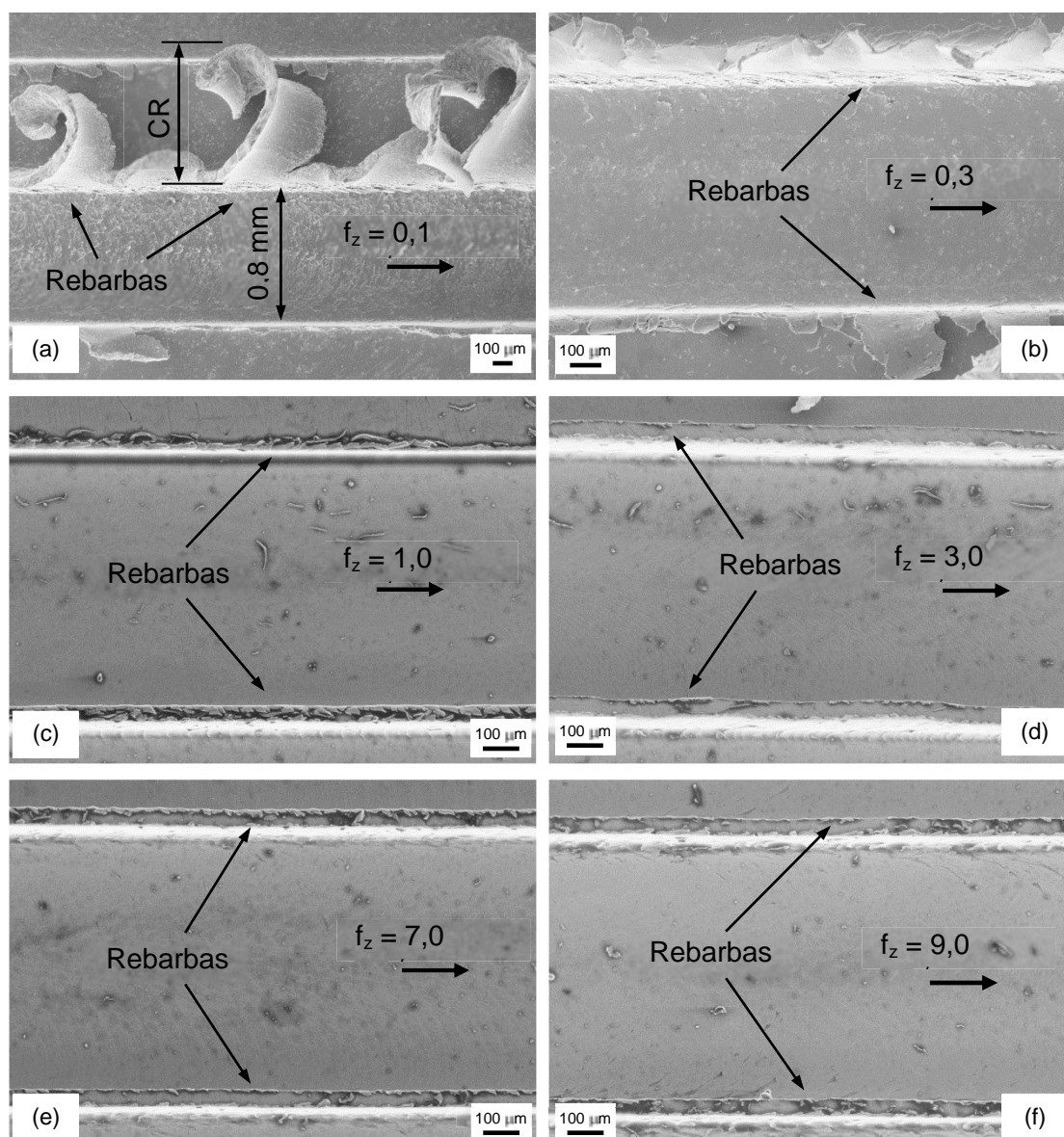
4.4 REBARBA

Sabendo-se que o estudo de formação de rebarbas em microusinagem é um problema recorrente, sobretudo no fresamento em cheio de microcanais, e que as rebarbas afetam significativamente a produção, o desgaste da ferramenta, a integridade superficial e a funcionalidade de microcomponentes, foi realizada uma discretização da matriz experimental apresentada na Tabela 1, de modo a variar apenas o avanço por dente (por ser mais influente na energia específica) entre 5 e 10 $\mu\text{m}/\text{z}$ e abaixo de 5 $\mu\text{m}/\text{z}$, para se correlacionar energia específica e formação de rebarba. A Figura 34 mostra imagens de MEV dos canais microfresados (vista superior) e as respectivas rebarbas formadas nas bordas dos canais para cada avanço por dente adotado.

É possível constatar que o comprimento linear da rebarba (CR), projetado no plano dos canais, apresenta relação inversamente proporcional ao avanço por dente da fresa, isto é, quanto maior o avanço, menor é o tamanho das rebarbas formadas. Verifica-se que as rebarbas alcançaram dimensões da ordem de grandeza do diâmetro da ferramenta ou largura dos canais para avanços por dente inferiores a 1,0 $\mu\text{m}/\text{z}$, como pode ser visto nas Figuras 34(a) e (b). Por outro lado, as Figuras 34(c) a (f) mostram que as rebarbas diminuem significativamente de tamanho para avanços por dente a partir de 1,0 $\mu\text{m}/\text{z}$, alcançando as menores dimensões para o maior avanço adotado (9,0 $\mu\text{m}/\text{z}$).

A formação de rebarba foi crítica para avanços por dente menores, pois depende da espessura de corte mínima para a formação de cavaco, que por sua vez depende do raio de aresta da ferramenta e do material da peça usinado.

Figura 34 - Formação de rebarbas no fresamento de microcanais utilizando $a_p = 160 \mu\text{m}$.



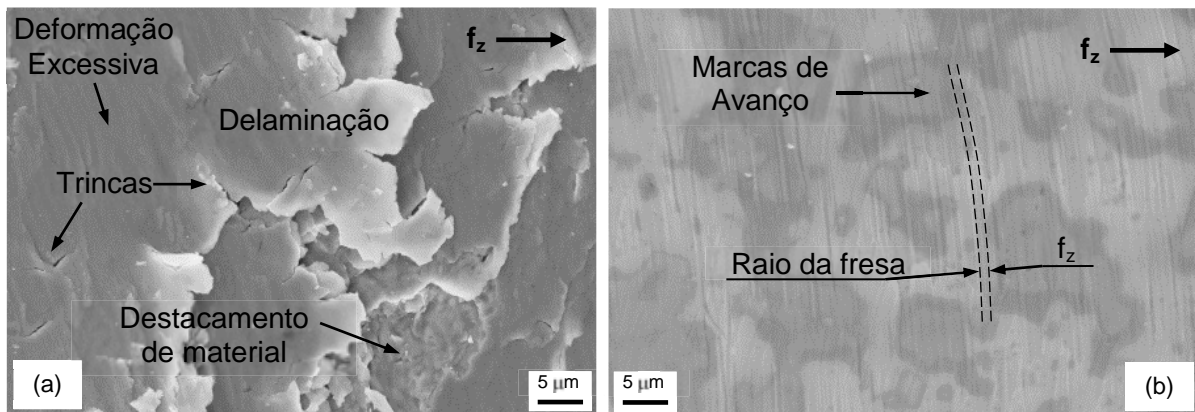
Fonte: Elaboração da própria autora

Medições do raio de aresta das fresas adotadas neste trabalho (ver Apêndice A), mostraram que o raio de aresta da microfresa é $r_e = 2,736 \pm 0,161 \mu\text{m}$, o que condiz aproximadamente com a Figura 34(d), onde $f_z = 3,0 \mu\text{m/z}$ e o tamanho das rebarbas diminuiu significativamente. Além disso, segundo Vogler, Devor e Kapoor (2004), a espessura mínima para a formação de cavaco em aço-carbono perlítico-ferrítico é da ordem de 20 a 30% do raio de aresta da ferramenta, o que resulta na espessura mínima (no caso deste trabalho) entre $0,515$ e $0,869 \mu\text{m}$. Este resultado reforça ainda mais o fato de que a rebarba também diminuiu grandemente para o avanço por dente de $1,0 \mu\text{m/z}$ (cavaco

completamente formado) e aumentou fortemente para os avanços de 0,3 e 0,1 $\mu\text{m}/\text{z}$ (espessura de corte não atingiu a mínima para formação de cavaco).

Assim, nos casos mais críticos, as rebarbas foram formadas devido ao recalque ou deformação excessiva do material da peça à frente da aresta de corte da microfresa, onde o material que formaria o cavaco (por não atingir a espessura mínima de formação) transformou-se em rebarba, que foi empurrada para as laterais dos microcanais. Este comportamento de recalque do material para as laterais também ocorreu no contato peça-fresa (superfície de folga secundária da ferramenta), onde pode-se constatar delaminações de material da peça no fundo dos microcanais, que têm reflexo direto na rugosidade (que será mais bem discutida no item 4.5 a seguir).

Figura 35 - (a) Delaminação em $f_z = 0,1$ e $0,3 \mu\text{m}/\text{z}$ e (b) marcas de avanço em $f_z = 1,0 \mu\text{m}/\text{z}$.

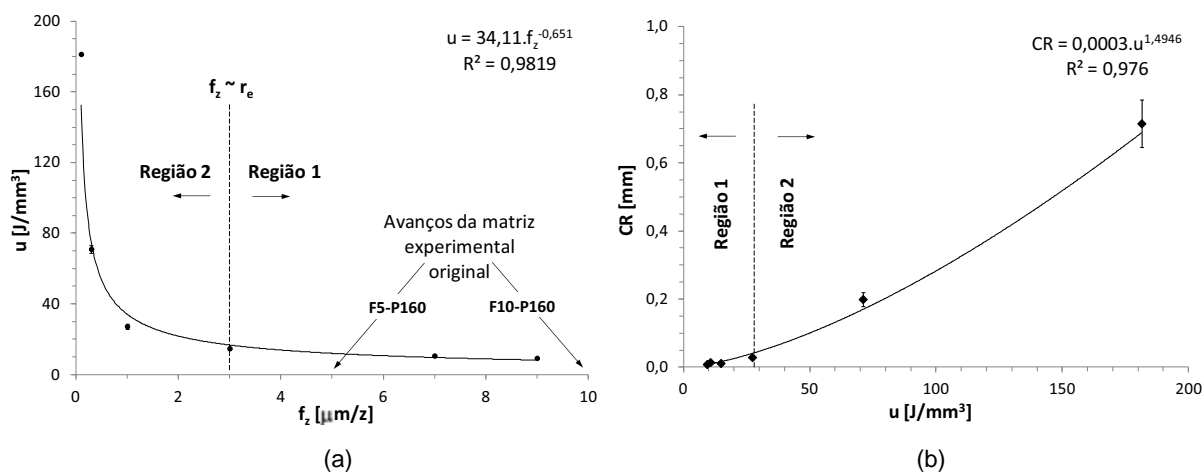


Fonte: Elaboração da própria autora

A Figura 35 traz detalhes ampliados da superfície microfresada dos canais, onde fica latente a ocorrência de delaminação para os avanços de 0,1 e 0,3 $\mu\text{m}/\text{z}$ (não formação de cavaco) e marcas de avanço da microfresa para $f_z = 1,0 \mu\text{m}/\text{z}$ (formação completa de cavaco).

A análise qualitativa realizada através das Figuras 34 e 35 foi quantificada através dos gráficos apresentados na Figura 36. De forma similar à curva mostrada na Figura 21, onde o efeito de escala foi observado ao se considerar a variação da área de corte, derivada das condições de usinagem (Tabela 1), verifica-se na Figura 36(a) que a diminuição do avanço por dente (análoga à área de corte) elevou a energia específica de corte, como era esperado. A variabilidade percentual média das medidas é de 4,5%.

Figura 36 - (a) Efeito de escala e (b) relação entre comprimento da rebarba (CR) e energia específica de corte no microfresamento para avanços por dente de 0,1; 0,3; 1,0; 3,0; 7,0 e 9,0 $\mu\text{m}/\text{z}$ e $a_p = 160 \mu\text{m}$.



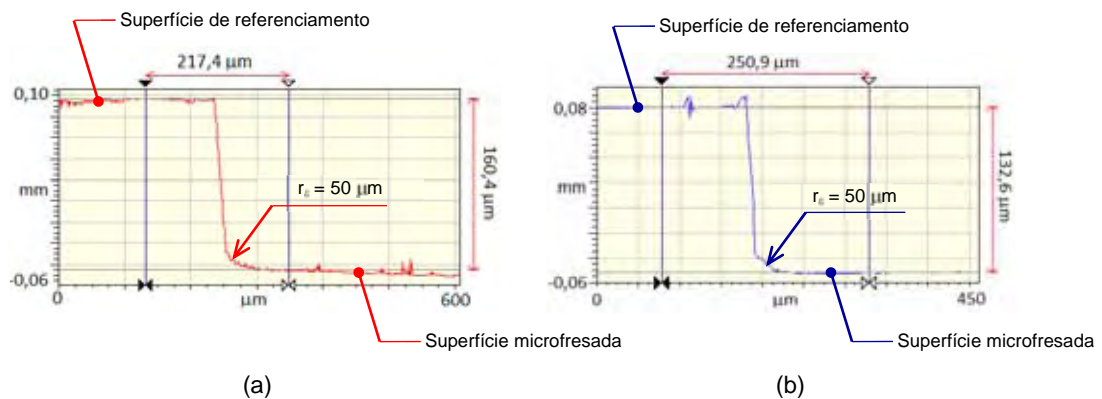
Fonte: Elaboração da própria autora

A discretização da matriz experimental original permitiu analisar o comportamento do efeito de escala segundo duas regiões distintas da curva. A região 1 apresenta níveis de energia específica de corte em torno de 10 J/mm^3 , tendendo a diminuir para patamares equivalentes ao fresamento em macroescala. A região 2 mostra um crescimento assintótico e significativo da energia específica com a diminuição do avanço por dente, iniciando em aproximadamente 15 J/mm^3 e alcançando níveis encontrados em processos de retificação ($\sim 70 \text{ J/mm}^3$ e/ou superior). O limite divisor destas regiões demonstra ocorrer quando o avanço por dente da fresa se aproxima da dimensão do raio de aresta da ferramenta. Este comportamento da energia específica de corte foi associado ao processo de formação de rebarba, através da medida de seu comprimento (CR), projetado no plano dos microcanais, conforme ilustra a Figura 36(b). A variabilidade percentual média das medidas é de 12,7%.

É interessante notar que o tamanho da rebarba demonstra depender dos níveis de energia específica gerados no processo de usinagem, uma vez que os dados experimentais apresentaram boa correlação ao modelo matemático proposto na forma de potência. Além disso, pode-se constatar que o processo de formação de rebarba também apresenta duas regiões distintas, onde a região 1 contém os menores comprimentos de rebarba ($< 0,05 \text{ mm}$) associados aos menores níveis de energia específica e a região 2 com comprimentos de rebarbas superiores a $0,05 \text{ mm}$, a partir do qual o crescimento com a energia específica de corte é significativo.

Para avanços por dente muito pequenos, sobretudo aqueles menores que $1/3$ do raio de aresta da ferramenta, tal como mostra a região 2 da Figura 36(a), a energia específica de corte é tão elevada ($> \sim 50 \text{ J/mm}^3$) que o mecanismo de formação de cavaco pode não ser mais composto majoritariamente por cisalhamento, mas sim por uma parcela significativa de deformação elástica, sem necessariamente causar remoção de material na forma de cavaco, a ponto de haver na superfície usinada uma recuperação elástica significativa e mensurável, como mostra a Figura 37.

Figura 37 - Profundidade microfresada do canal para (a) $f_z = 10 \text{ } \mu\text{m/z}$ e (b) $f_z = 0,1 \text{ } \mu\text{m/z}$.



Fonte: Elaboração da própria autora

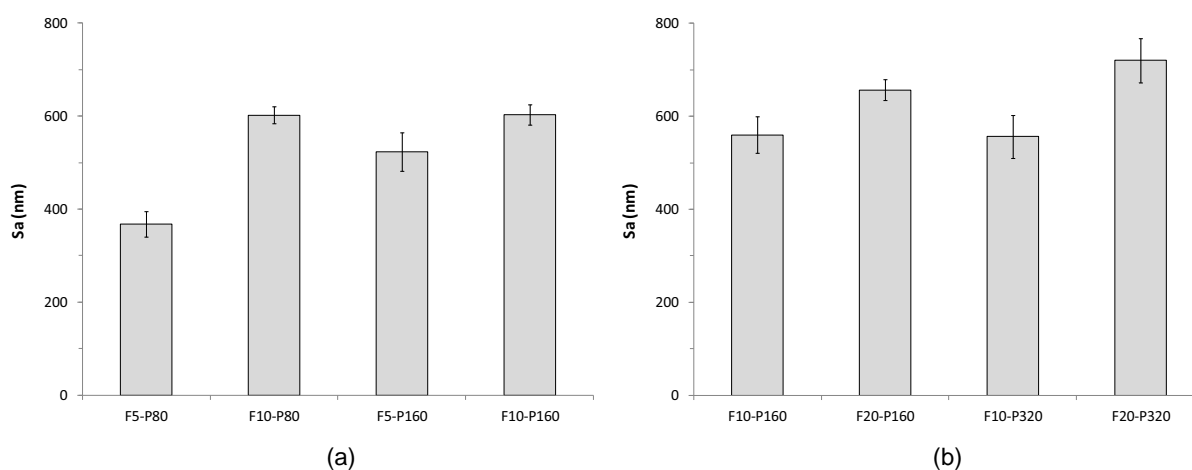
As Figuras 37(a) e (b) mostram a altura do microcanal fresado para avanços por dente de 10 e $0,1 \text{ } \mu\text{m/z}$, respectivamente, e mostram que houve uma recuperação elástica de $27,8 \text{ } \mu\text{m}$ (ou 17,3%), já que a altura do microcanal para o menor avanço deveria ser igual à profundidade de usinagem de $160 \text{ } \mu\text{m}$, pois foi usinado na mesma peça. Esta diferença dimensional é, de fato, recuperação elástica, pois análises de MEV da superfície de folga secundária da fresa demonstraram não ter havido desgaste de flanco na ferramenta, a peça e as ferramentas não foram removidas dos sistemas de fixação entre a usinagem dos dois canais, e a microfresa foi referenciada precisamente em relação à fresa de referenciamento da superfície superior dos canais, tal como prova a Figura 37(a), onde o erro dimensional em relação à profundidade de usinagem teórica foi de apenas $0,4 \text{ } \mu\text{m}$.

4.5 RUGOSIDADE

O comportamento da rugosidade média aritmética 3D (S_a) em função das condições de fresamento e das escalas de corte é apresentado na Figura 38. Este parâmetro de rugosidade, que se baseia na amplitude das microirregularidades, foi escolhido por considerar toda área de análise e não apenas o perfil 2D, uma vez que a topografia fresada

apresentou orientação definida das marcas de avanço, porém aleatória (a priori) dos fluxos laterais do material e das delaminações, como será visto nas Figuras 40 e 43. Portanto, adotar um parâmetro de amplitude 2D, por exemplo Ra, poderia comprometer a análise comparativa dos resultados. A variabilidade percentual das medidas está compreendida entre 3,02 e 8,23%.

Figura 38 - Comparação entre rugosidade média aritmética 3D (S_a) em (a) microescala e (b) macroescala, considerando as condições de usinagem.



Fonte: Elaboração da própria autora

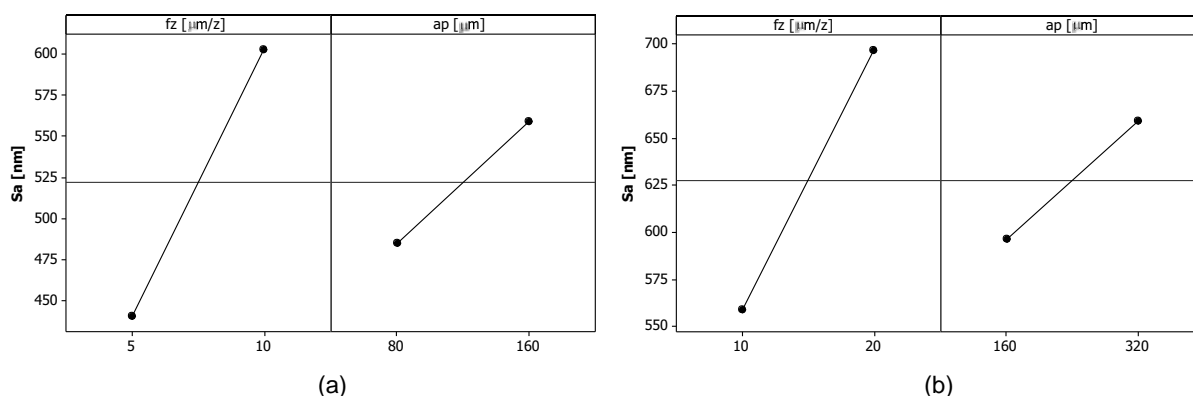
Observa-se que o aumento do avanço por dente em duas vezes na microusinagem elevou a rugosidade dos microcanais em 63,7 e 15,4%, respectivamente, para a menor e maior profundidade de usinagem, e de 17,3 e 29,4%, respectivamente, para a macroescala. A elevação em 100% da profundidade de usinagem, por sua vez, aumentou em 42% a rugosidade da peça apenas na condição de menor avanço no fresamento em microescala.

Estes resultados, sobretudo os provenientes do microfresamento, seguiram o comumente obtido no fresamento convencional, onde os maiores espaçamentos da passagem da ferramenta (marcas de avanço) geram maiores amplitudes dos picos e, conseqüentemente, maiores rugosidades. A profundidade de usinagem, apesar de ter elevado a rugosidade para o menor avanço por dente, pode ser considerada como resultado isolado, uma vez que a rugosidade é assumida ser insensível à variação da profundidade de usinagem (CAKIR; ENSARIOGLU; DEMIRAYAK, 2009).

A escala de corte também mostrou-se influente na rugosidade da peça. Análise de Variância aplicada nos resultados de S_a medidos para ambas as escalas de usinagem resultaram no valor da Probabilidade-P de 0,002, significando que é possível afirmar com 95% de confiabilidade que a mudança de macro para microfresamento diminuiu a rugosidade da peça, uma vez também que o Coeficiente de Correlação de Pearson foi de

0,497 (correlação média e diretamente proporcional). A análise estatística separada para as escalas de usinagem é apresentada na Figura 39.

Figura 39 - Influência dos fatores principais (avanço por dente e profundidade de usinagem) na resposta (rugosidade S_a) considerando (a) micro e (b) macrofresamento.



Fonte: Elaboração da própria autora

Em consonância com a Figura 38, constata-se que o avanço por dente foi o parâmetro de corte mais influente na rugosidade, já que causou maior variação de rugosidade em torno da média, para cada escala de corte adotada. Esta análise é qualitativa e também serve para a profundidade de usinagem, porém, neste caso, indicando que sua influência na rugosidade é menor, por gerar menor variação da rugosidade em torno média. Nota-se que a rugosidade S_a é diretamente proporcional ao avanço por dente e profundidade de usinagem, resultados que podem ser quantificados também pelo Quadro ANOVA (Tabela 5).

Tabela 5- Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na rugosidade S_a .

Fator	GL	Microescala					Macroescala				
		SQ	QM	F	P	CP	SQ	QM	F	P	CP
f_z	1	131090	131090	52,79	~0,000	0,808	75972	75972	33,71	~0,000	0,855
a_p	1	27377	27377	11,02	0,004	0,369	3330	3330	1,76	0,207	0,387
Erro	17	42218	42218				24579	24579			
Total	19	200686					103881				

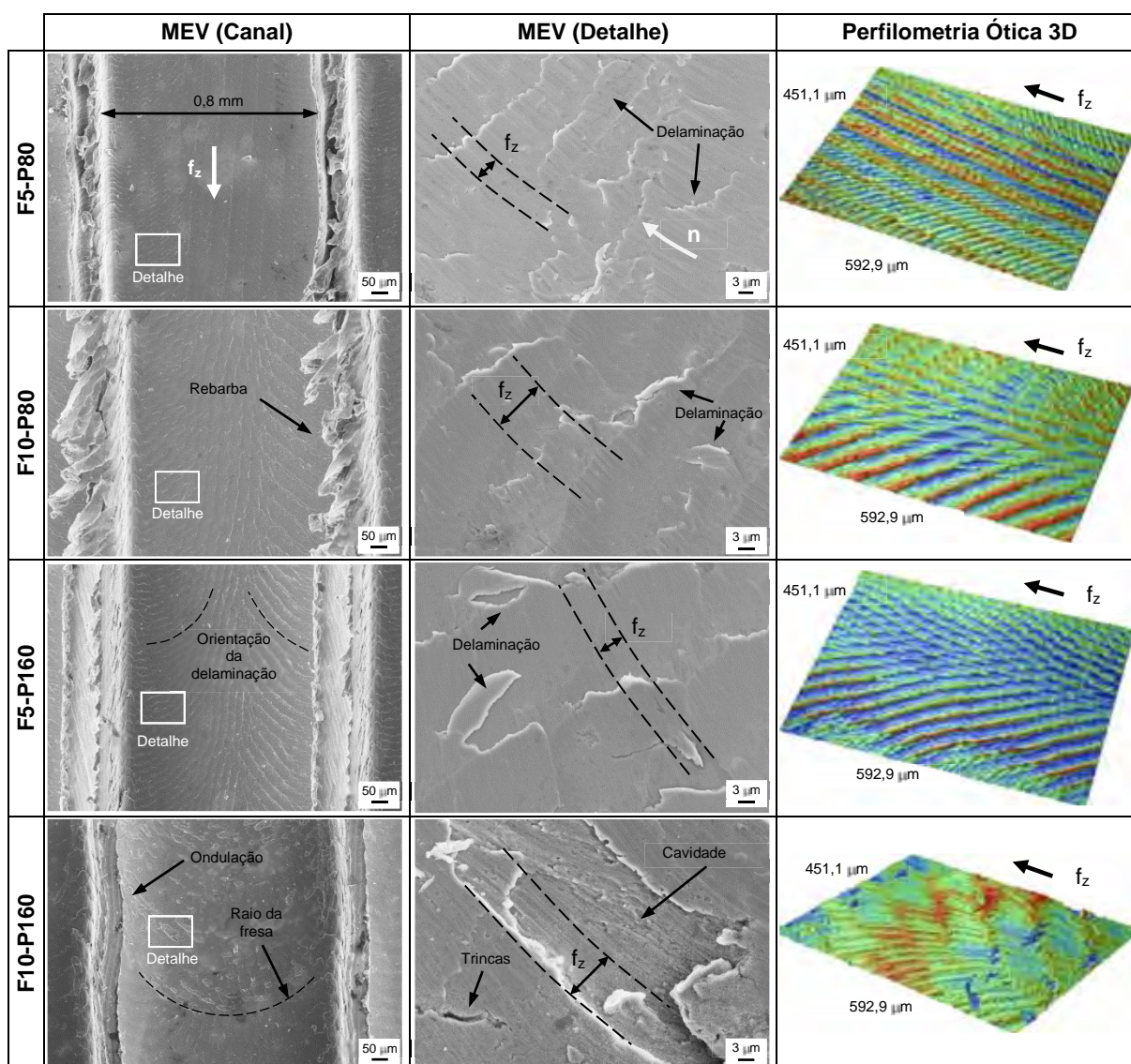
Fonte: Elaboração da própria autora

É possível observar, de fato, que o avanço por dente é significativo na rugosidade da peça para ambas as escalas de corte, uma vez que a Probabilidade-P é praticamente nula e o Coeficiente de Correlação de Pearson (CP) é próximo da unidade (~0,8). Isto indica que a correlação entre o avanço por dente e a rugosidade é forte e diretamente proporcional. Porém, de acordo com as Figuras 38 e 39, a profundidade de usinagem possui uma correlação considerada média e diretamente proporcional à rugosidade, apesar de influir de

forma significativa na rugosidade em microescala, mas não em macroescala. A Análise de Variância conjunta entre as escalas de macro e microfresamento resulta em um valor-P para a profundidade de usinagem de 0,152 (maior que o nível de significância $\alpha = 0,05$), o que ratifica o fato deste parâmetro poder ser considerado não influente na rugosidade da peça. Todas as análises estatísticas foram validadas pelo Teste de Normalidade Kolmogorov-Smirnov e constatou-se que não houve significância na Análise de Variância da interação entre os fatores de controle.

Além da avaliação quantitativa da rugosidade da peça através do parâmetro S_a , a Figura 40 traz imagens de MEV e perfilometria ótica da superfície dos canais microfresados a fim de realizar uma análise qualitativa da topografia usinada.

Figura 40 - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais fresados em microescala.



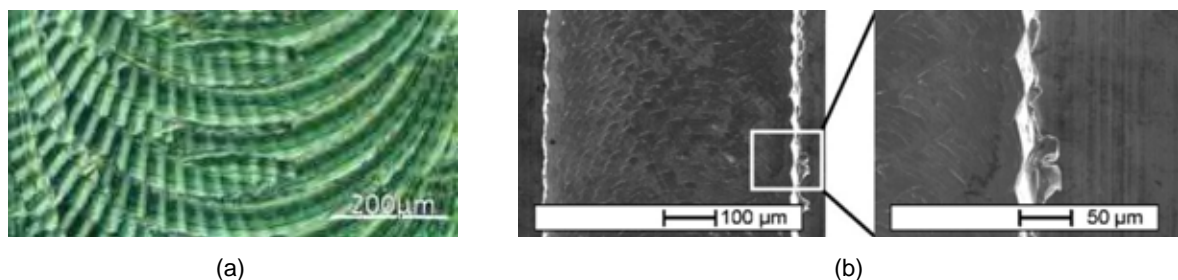
Fonte: Elaboração da própria autora

Dentre os diversos aspectos observados na superfície microfresada, é possível constatar que as menores profundidades de usinagem (F5-P80 e F10-P80) geraram rebarbas mais proeminentes nas paredes laterais dos canais, tendo sido minimizadas com o aumento do a_p (F5-P160 e F10-P160). O aumento do avanço por dente da fresa demonstra também minimizar o tamanho e a ocorrência das rebarbas, sobretudo na condição de maior profundidade de usinagem.

Outro ponto destacável é o fato de o corte ter ocorrido de forma instável, ditado pela menor rigidez da fresa (diâmetro reduzido x comprimento em balanço), tal como ilustrado na Figura 14, e condição de fresamento desfavorável (corte em cheio). Elementos que caracterizam esta instabilidade da microusinagem neste trabalho são as ondulações significativas nas paredes laterais dos canais (F10-P160), formação de rebarbas (como já mencionado), abertura de cavidades (“open grain”) e microfissuras (F10-P160), que são compatíveis com as Figuras 28(d) e 32(a) e, principalmente, a ocorrência de um padrão de delaminações em todas as quatro condições de usinagem adotadas, porém mais visíveis nas condições F10-P80 e F5-P160.

As ondulações das paredes laterais dos microcanais e o padrão de delaminações, (este último mais bem visualizado nas imagens de perfilometria ótica 3D) são fortes indicativos de flexão e batimento radial/axial da fresa, respectivamente, que culminaram na vibração da ferramenta. Apesar desta topografia usinada desfavorável, oriunda de um processo misto de cisalhamento com remoção de cavaco, associado a deformações plásticas impressas na superfície fresada através de alta frequência de delaminações, as rugosidades quantitativas S_a foram reduzidas, alcançando no máximo ~ 600 nm. Arai (2008) e Vollertsen et al. (2009) encontraram topografias microfresadas semelhantes às obtidas por este trabalho (Figura 41).

Figura 41 - Topografia microfresada do (a) aço AISI P20 com microfresa $\varnothing 0,8$ mm, $f_z = 3,2$ $\mu\text{m}/\text{z}$, $a_p = 80$ μm , $v_c = 18,2$ m/min (Arai, 2008) e (b) aço AISI 316 Ti com microfresa $\varnothing 0,5$ mm, $f_z = 7,0$ $\mu\text{m}/\text{z}$, $a_p = 50$ μm , $v_c = 60$ m/min.



Fonte: Vollertsen et al. (2009).

As causas das vibrações e/ou “chatter” identificadas neste trabalho e apontadas na Figura 40 podem ter duas origens: vibrações forçadas ou alto-excitadas. A primeira é gerada por corte interrompido (típico no fresamento), batimentos da ferramenta e vibrações externas ao sistema peça-ferramenta-máquina. A segunda decorre do processo instantâneo de formação de cavaco, pois a espessura do cavaco depende da posição relativa entre a ferramenta e a peça durante a passagem do dente da fresa. Assim, a formação instável do cavaco gera vibrações.

Análises da morfologia dos cavacos (como apresentada na Figura 23) e dos sinais de força de corte no domínio do tempo e da frequência não apresentaram indicativos ou correlação com as texturas superficiais geradas no microfresamento, através do padrão geométrico e de frequência das delaminações. Em outras palavras, o fenômeno do “chatter” não foi significativo a ponto de afetar a força de corte e a morfologia do cavaco. Este resultado também pode ser confirmado, analisando-se as alturas de pico a vale das texturas microfresadas (parâmetro de rugosidade de amplitude S_z), tendo sido $3,87 \pm 0,35 \mu\text{m}$ ($\pm 9,0\%$). Assim, como estas microirregularidades representam apenas 5,5% da profundidade de usinagem mínima, a vibração não alterou a dinâmica da força de corte, nem o processo de formação de cavaco. Nas imagens de perfilometria ótica 3D, mostradas na Figura 40, os picos são identificados pela cor vermelha e os vales pela cor azul.

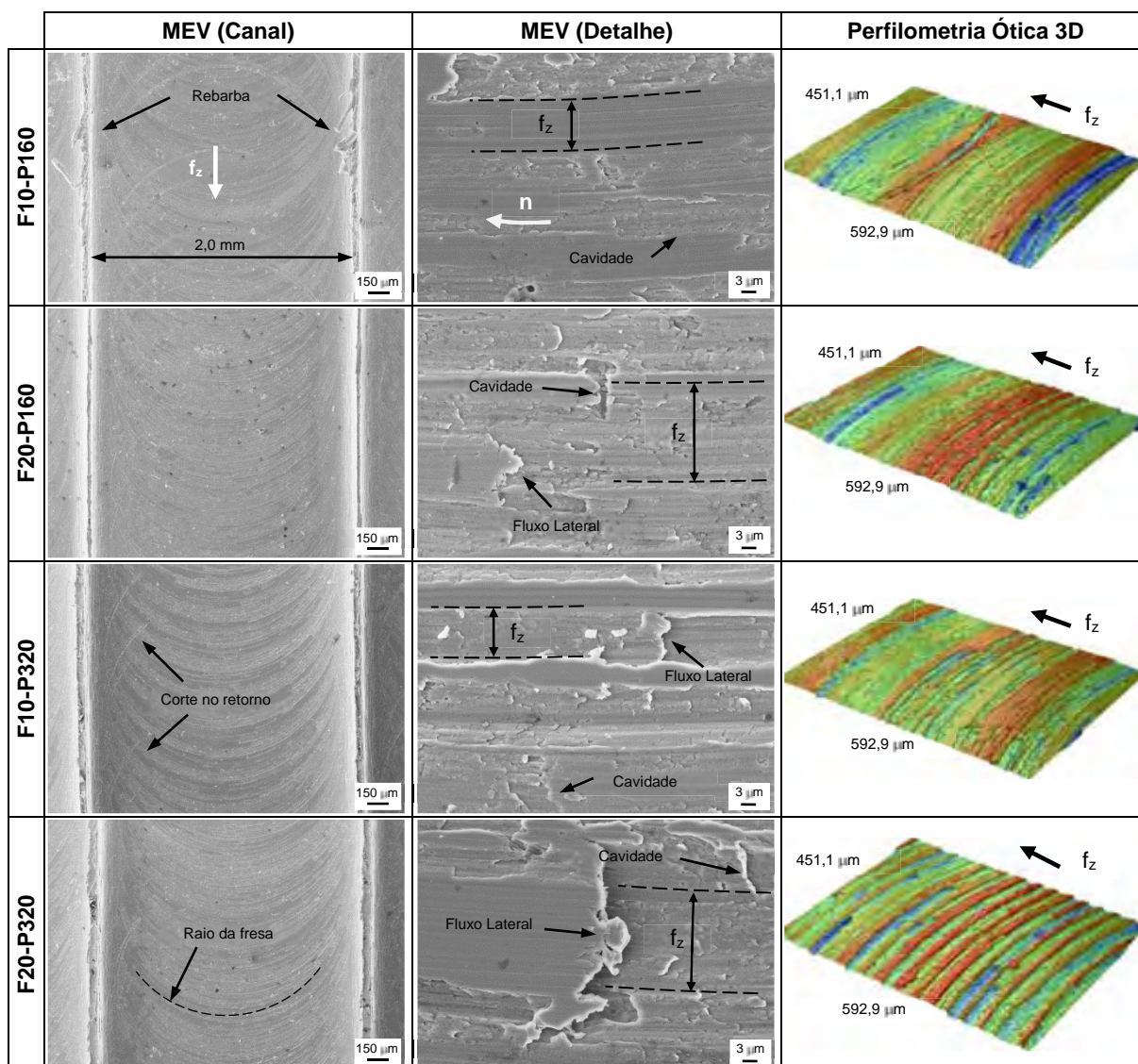
A alta frequência de delaminações e o padrão geométrico gerado na superfície microfresada (curvo próximo às paredes do microcanal e reto no centro na direção do avanço), devem estar associados, portanto, à vibração forçada do sistema peça-ferramenta-máquina, cuja proposição é mais bem detalhada abaixo.

A aresta da fresa inicia o microfresamento em corte discordante com espessura zero do cavaco, alcança espessura máxima após rotacionar 90° (centro do canal) e finaliza a usinagem novamente com espessura nula do cavaco após girar 180° . Estas três regiões de corte são determinadas pelo ângulo de contato peça-ferramenta (Ψ) e pela direção da força de apoio (F_{ap}), que aponta sempre perpendicularmente para as paredes do canal, mas alterna a direção no centro do canal. Devido à baixa rigidez, a ferramenta provavelmente sofre algum grau de flexão no sentido oposto ao do avanço e alternada na direção da força de apoio, gerando vibrações periódicas e um padrão de delaminações curvo em direção às paredes do canal e reto no centro do canal, onde ocorre a mudança de direção da força de apoio. Portanto, as marcas apresentadas na Figura 40, sobretudo para as condições F5-P80, F10-P80 e F5-P160 não são do avanço e sim das delaminações.

Para finalizar a análise da rugosidade qualitativa dos canais microfresados, não se pode afirmar que houve formação de fluxo lateral de material, pois o sentido das deformações apresentadas na Figura 40 é o mesmo da rotação da ferramenta. Ao contrário

do microfresamento, o fresamento em macroescala apresentou nítida formação de fluxo lateral de material, como pode ser visualizado na Figura 43.

Figura 42 - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais fresados em macroescala.



Fonte: Elaboração da própria autora

De forma análoga às condições de microfresamento, nota-se a formação de rebarbas de maiores dimensões ao empregar menores avanços por dente da fresa (F10-P160 e F10-P320), porém, ainda sim menores quando comparadas às do fresamento em microescala, já que as energias específicas de corte foram menores (Figura 19). Além disso, também nas demais condições de usinagem, constata-se que ocorreram pequenas remoções de material na superfície já fresada (corte no retorno), tal como mostra as condições F10-P160 e F10-P320, o que indica pequenos desbalanceamentos da fresa em posições isoladas e aleatórias no comprimento usinado dos microcanais, já que sua rigidez

é maior se comparada à da fresa empregada no microfresamento. Por isso, inclusive, vibrações ou “chatter” não foram observados no fresamento em macroescala, tal como dominou o microfresamento.

O pequeno desbalanceamento da ferramenta também pode ser comprovado analisando-se as paredes laterais dos canais que, diferentemente do microfresamento, apresentam-se retas e uniformemente usinadas (fresamento tangencial estável). Outra maneira qualitativa de se avaliar o desbalanceamento da fresa (neste caso, batimento axial) é através da ocorrência aleatória de sulcos e saliências nas imagens de perfilometria ótica, cujas cores azul e vermelha, respectivamente, denotam vales mais profundos e picos mais elevados da textura superficial. Diferente do microfresamento, as marcas visualizadas nas imagens de MEV e de perfilometria ótica são, de fato, marcas de avanço da fresa.

As imagens de MEV ampliadas da superfície macrofresada, apresentadas na Figura 42, mostram claramente a ocorrência de defeitos micrométricos em todas as condições de corte, como abertura de cavidades (“open grain”) e fluxo lateral de material (“side flow”). Estes defeitos foram recorrentes no macrofresamento, independentes da condição de corte adotada, e elevaram a rugosidade da superfície macrofresada em relação à da microfresada, tal como mostra a Figura 38. Em consonância com a Figura 29, a superfície macrofresada não apresenta trincas de pequenas aberturas e extensas, mesmo que superficiais, tais como foram observadas nas Figuras 40 e 28(c) e (d), fato este suportado também pelos menores valores de energia específica de corte associados ao macrofresamento (Figura 19).

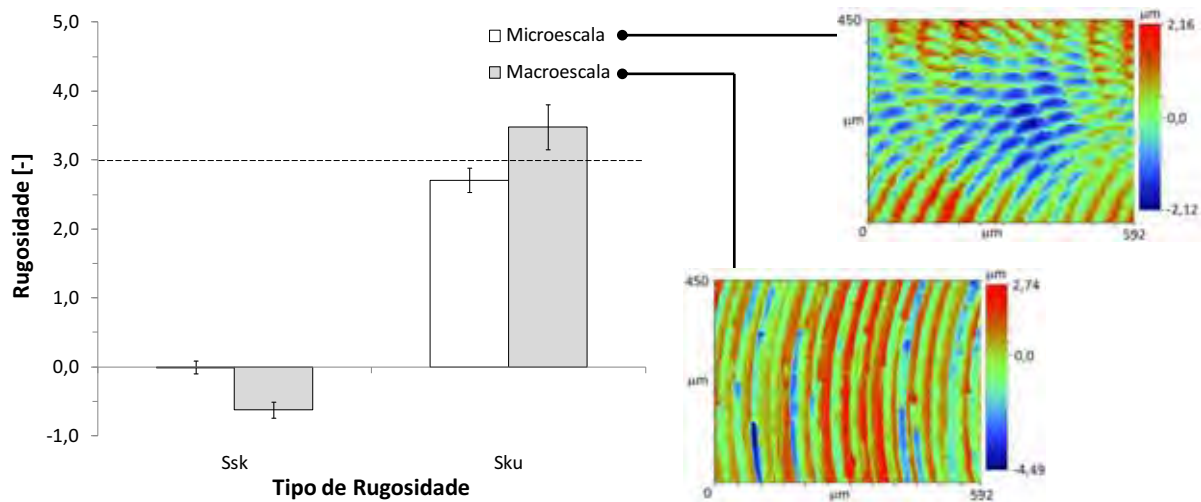
A topografia da superfície fresada também pode ser avaliada segundo os parâmetros de rugosidade 3D Skewness (Ssk) e Kurtosis (Sku). Matematicamente, estes parâmetros indicam a simetria e o desvio do histograma de todas as alturas dos picos e vales da textura superficial usinada em relação à Distribuição Normal (Gaussiana). A Figura 43 traz resultados quantitativos destes parâmetros de rugosidade em função da escala de usinagem, bem como imagens de perfilometria ótica das superfícies fresadas, representativas do macro e microfresamento.

Em termos práticos, o parâmetro de rugosidade Ssk mede o grau de simetria das alturas das asperidades em relação a um plano médio e pode especificar superfícies usinadas, monitorando condições de desgaste em serviço. Valores positivos de Ssk indicam predominância de picos e valores negativos, prevalência de vales.

Em termos práticos, o parâmetro de rugosidade Ssk mede o grau de simetria das alturas das asperidades em relação a um plano médio e pode especificar superfícies usinadas, monitorando condições de desgaste em serviço. Valores positivos de Ssk indicam predominância de picos e valores negativos, prevalência de vales.

Observa-se no gráfico de barras que o parâmetro Ssk para o macrofresamento foi negativo ($-0,62 \pm 0,12$), conferindo à superfície fresada maior quantidade de vales que de picos. Isto pode ser comprovado pela escala de cores na imagem de perfilometria ótica mostrada também na Figura 43. Nota-se que há poucas ocorrências de picos (cor vermelha) e maior de vales (cor verde à azul).

Figura 43 - Variação dos parâmetros de rugosidade Ssk e Sku no micro e macrofresamento.



Fonte: Elaboração da própria autora

Por outro lado, o microfresamento apresentou Ssk em torno de zero, podendo ser negativo ou positivo, dada a variabilidade das medidas ($-0,004 \pm 0,10$). Isto indica que a textura superficial é assumida periódica, o que pode ser ratificada pela imagem da superfície usinada, obtida por perfilometria ótica. Além da ocorrência de um padrão de repetição das marcas de avanço e das delaminação (periodicidade), sobrepostas entre si e derivadas da vibração do sistema (“chatter”), tal como registrado na Figura 40 e descrito na sequência, pode-se constatar visualmente que a quantidade de picos (cor vermelha) se aproxima do número de vales (cor azul), tornando a altura média próxima de zero (cor verde).

O parâmetro de rugosidade Sku, em termos práticos, se for maior que três ($Sku > 3$), indica a presença de picos excessivamente elevados ou vales muito profundos e se for menor que três ($Sku < 3$), significa que a textura superficial não contém picos desproporcionalmente altos ou vales excessivamente profundos. Pode ser útil para apontar a presença de defeitos em picos ou vales.

É possível notar no gráfico da Figura 43 que o macrofresamento apresentou Kurtosis superior a três ($3,48 \pm 0,33$), ao passo que o microfresamento, inferior a três ($2,71 \pm 0,18$). Isto significa que o fresamento em macroescala gerou picos ou vales excessiva e pontualmente distantes do plano médio das alturas da microirregularidades. A imagem de

perfilometria na mesma figura mostra claramente que, neste caso em particular, o macrofresamento gerou sulcos profundos, como mostra a escala de cores, alcançando a cor azul escuro a uma profundidade significativa de $-4,49 \mu\text{m}$. Esta análise é condizente com a Figura 42 e as proposições apresentadas na sequência.

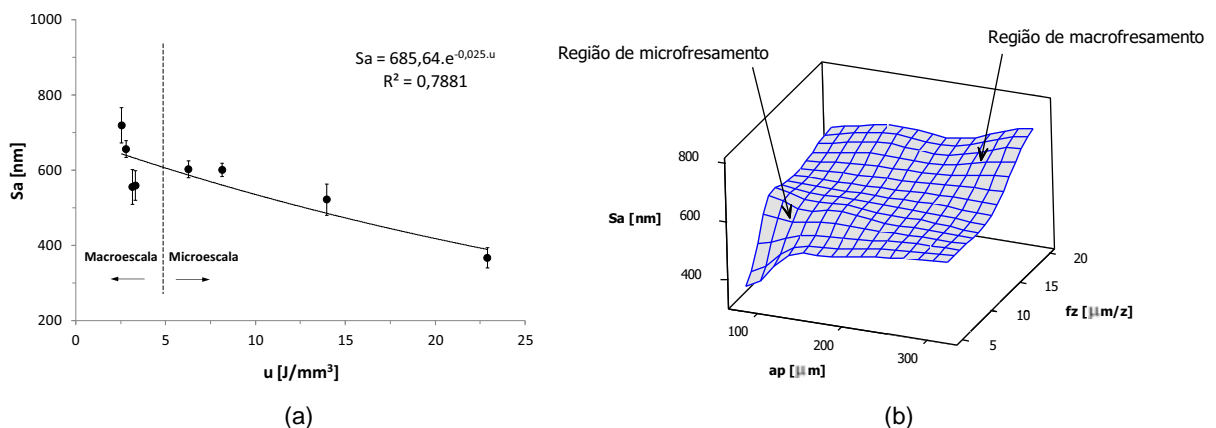
Por outro lado, a magnitude de S_{ku} para microfresamento indica que a usinagem em microescala gerou uma textura superficial sem picos excessivamente elevados ou vales igualmente profundos, o que pode ser validado pela imagem de perfilometria ótica, onde os picos e vales alcançaram, respectivamente, $+2$ e $-2 \mu\text{m}$ apenas.

Ao se correlacionar as rugosidades S_{sk} e S_{ku} com energia específica de corte, constata-se que maiores valores de energia específica geraram superfícies periódicas e uniformes, sem distorções de saliências e sulcos na superfície usinada, ao passo que texturas superficiais com predominância de sulcos, com destaque para alguns pontuais e profundos, decorreram de baixas energias específicas.

De fato, o fresamento em microescala causou maiores deformações microestruturais na subsuperfície usinada e delaminações superficiais (que se sobrepuseram às marcas de avanço e minimizaram os picos), com poucas aberturas de cavidades (“open grain”), apesar da identificação de microfissuras em algumas condições de fresamento. Por outro lado, o macrofresamento, apesar do menor desbalanceamento da ferramenta e nível de deformação microestrutural, gerou fluxo lateral de material e abertura de cavidades com mais frequência e intensidade, que majoraram os vales.

Para finalizar a avaliação da rugosidade dos microcanais fresados, apresenta-se na Figura 44 o comportamento geral da rugosidade média S_a em função da energia específica de corte e dos parâmetros de corte adotados nos ensaios. A variabilidade percentual das medidas ficou entre 3,0 e 8,2%.

Figura 44 - Variação da rugosidade média S_a com a (a) energia específica de corte e (b) avanço por dente e profundidade de usinagem.



Verifica-se na Figura 44(a) que a rugosidade média 3D diminui exponencialmente com o aumento da energia específica de corte, sendo maior na usinagem em macroescala e menor em microescala, tal como mostra também a superfície de resposta da Figura 44(b), neste caso, em função do avanço por dente e da profundidade de usinagem, definindo claramente duas regiões distintas de escalas de usinagem. Esta tendência de diminuição da rugosidade da peça a um valor mínimo pode mudar de comportamento (inverter ou estagnar) se o avanço por dente for próximo da medida do raio de aresta ou menor, o que alteraria o processo de formação de cavaco, através da mudança do ângulo de saída efetivo da ferramenta (devido ao raio da aresta principal de corte da fresa) e elevaria ainda mais a energia específica de corte.

Uma análise quantitativa do gráfico da Figura 44(a) mostra que foi necessário consumir 7x mais energia por unidade de volume de cavaco removido para reduzir a rugosidade da peça em apenas 49%. Assim, torna-se necessário avaliar a real necessidade de se alcançar baixas rugosidades da peça em microusinagem, em detrimento dos demais indicadores de integridade superficial, como microdureza, formação de rebarbas e deformação microestrutural subsuperficial da peça.

5. CONCLUSÕES

Os processos de usinagem podem afetar a integridade superficial da peça, em um ou mais de seus indicadores, de maneira significativa ou não e independente da escala de usinagem ou magnitude dos parâmetros de corte. A energia específica de corte, por ser sensível aos principais parâmetros de corte utilizados em usinagem e representar fielmente o comportamento do material da peça ante a condição de corte e pode ser correlacionada aos principais indicadores de integridade superficial e, por conseguinte, apresentar-se também, quer seja indiretamente, como um indicador.

A microdureza subsuperficial da peça, particularmente próxima à superfície usinada, é mais afetada pela usinagem em microescala, do que pela macroescala, pois o emprego de menores avanços por dente (mais influente) e profundidades de usinagem (menos influente) dificulta o processo de formação de cavaco e encrua a subsuperfície usinada.

A microestrutura da seção transversal da peça, na região próxima à superfície usinada, deforma-se em direção ao avanço da ferramenta e é mais afetada pela usinagem em microescala. Este resultado tem relação direta com a microdureza subsuperficial (quanto mais deformada, mais encruada) e, apesar de ser, a priori, um dado qualitativo de integridade superficial, pode ser quantificado através da medida da deformação cisalhante a uma profundidade abaixo da superfície usinada predefinida.

A temperatura na interface cavaco-ferramenta pode ser modelada matematicamente e correlacionada à integridade superficial da peça por uma eventual condução de calor através da ferramenta. Por ser diretamente proporcional à energia específica de corte, a usinagem em microescala, apesar de remover pequenos volumes de cavaco, eleva a temperatura na zona de cisalhamento secundária.

O processo de geração de rebarba no fresamento em cheio de canais, depende mais significativamente do avanço por dente e demonstra ser crítico na usinagem em microescala, pois avanços por dente próximos da dimensão do raio de aresta da ferramenta ou, sobretudo, menores podem não atingir a espessura mínima de formação de cavaco e gerar deformações elastoplásticas excessivas em detrimento do cisalhamento do material da peça para formar o cavaco.

Quantitativamente, a rugosidade da peça usinada em microescala é menor se comparada à da macroescala, mas a textura ou topografia superficial da peça pode sofrer danos localizados significativos, como delaminações excessivas causadas por vibrações forçadas no sistema peça-ferramenta-máquina, abertura de cavidades (que podem ter relação com remoção e/ou fratura de grãos) e microfissuras sub e superficiais.

Os principais indicadores de integridade superficial podem ser modelados matematicamente por uma função potencial, onde a energia específica de corte é multiplicada por uma constante e elevada por uma potência (outra constante). Provavelmente, os modelos matemáticos governantes dos indicadores de integridade superficial são equações em forma de potência, quer sejam crescentes ou decrescentes, pois a energia específica de corte determina o efeito de escala também por uma expressão matemática potencial.

A energia específica de corte é diretamente proporcional aos principais indicadores de integridade superficial, exceção feita à rugosidade da peça. O aumento da energia específica se deve ao encruamento superficial e subsuperficial da peça usinada, deformação microestrutural da região na subsuperfície usinada, maior geração e aumento do tamanho de rebarbas, elevação da temperatura de usinagem e diminuição da rugosidade da peça. Torna-se, então, necessário equalizar requisitos opostos de acabamento da peça e demais indicadores de integridade que podem prejudicar o produto.

5.1 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Investigar o comportamento da tensão residual na usinagem em microescala e correlacionar com energia específica de corte;
- Avaliar a relação entre tamanho de grão da peça, indicadores de integridade superficial e energia específica de corte na usinagem em microescala;
- Estudar a influência da usinagem em microescala na integridade superficial de materiais não-ferrosos, frágeis e de difícil usinabilidade;
- Avaliar o desempenho de moldes para injeção de plásticos usinados em microescala, correlacionando a integridade superficial com o acabamento do produto e a vida útil do molde;
- Avaliar a influência de diferentes texturas superficiais de canais fresados em microescala na transferência de calor em sistemas microfluídicos.

REFERÊNCIAS

- AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C. S.; LIRANI, J. Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões. In: RUFFINO R. T. (Coord.) **Princípio de engenharia da fabricação mecânica**. São Paulo: Edgard Blucher, 2004. 295p.
- AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS - ASME. **ASME B46.1 - 2002: Surface texture (surface roughness, waviness, and lay)**. New York: ASME, 2002. 110 p.
- 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.
- ASTAKHOV V. P. surface integrity – definition and importance in functional performance. In: DAVIM, J. P. (Ed.) **Surface Integrity in Machining**. Portugal: Springer, 2009. 361 p.
- BAÚ, A. **Design and construction of a dynamometer for micro milling force measurements**. 2007. 116 f. Thesis (Department of Manufacturing Engineering) - Technical University of Denmark, 2007.
- BODZIAK, S.; SOUZA, A. F.; RODRIGUES, A. R. Study of the surface machined by micromilling on AISI P20 and H13. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON HIGH-SPEED MACHINING, 9., 2012 San Sebastian. **Proceedings...** San Sebastian: [s.n.], 2012. 4 p.
- BOOTHROYD, G. **Fundamentals of machining and machine tools**. 2. ed. New York: Marcel Dekker, 1989. 542 p.
- CAKIR, M. C.; ENSARIOGLU, C.; DEMIRAYAK, I. Mathematical modeling of surface roughness for evaluating the effects of cutting parameters and coating material. **Journal of Materials Processing Technology**, Lausanne, v. 209, p. 102-109, 2009.
- CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHEIT, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, New York, v. 46, p. 313-332, 2006.
- COLTRO, W. K. T. et al. Microsistemas de análises químicas: introdução, tecnologias de fabricação, instrumentação e aplicações. **Química Nova**, São Carlos, v. 30, n. 8, p. 1986-2000, 2007.
- DAVIM, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. New York: Springer, 2008. 361 p.
- ERSOY, A.; ATICI, U. Performace characteristics of circular diamond saws in cutting of different type of rocks. **Diamond and Telated Materials**, Lausanne, v. 13, n. 1, p. 22-37, 2004.
- ESSEL ELETROMECAÂNICA. Métodos avançados de usinagem: feixe de elétrons e ultrassom. In: _____. **Processos de fabricação: curso profissionalizante**. [S.l., 2012?]. Cap. 77. Disponível em: <<http://www.essel.com.br/cursos/material/01/ProcessosFabricacao/77proc.pdf>>. Acesso em: 5 ago. 2011.

FAHRENBERG, J. et al. High aspect ratio multi-level mold inserts fabricated by mechanical micro machining and deep etch X-ray lithography. **Microsystems Technologies**, Heidelberg, v. 2, p. 174-177, 1996.

FIELD, M.; KAHLES, J. F.; KOSTER, W. P. Surface finish and surface integrity. In: DAVIS, J. R. et al. (Eds.) **Metals Handbook: Machining**. Ohio: ASM, 1999. v. 16, p. 43-84. Versão digital.

FILIZ, S. et al. An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-end mills. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, Amsterdam, v. 47, p. 1088-1100, 2007.

FRIEDRICH, C.; VASILE, M. Development of the micromilling process for high-aspect-ratio microstructures. **Journal of Microelectromechanical Systems**, New York, v. 5, n. 1, p. 33-38, 1996.

GRUM, J.; KISIN, M. Influence of microstructure on surface integrity in turning - part I: the influence of the size of the soft phase in a microstructure on surface-roughness formation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 43, p. 1535-1543, 2003.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. **Fundamentals of heat and mass transfer**. New York: Wiley, 2006. 997 p.

KANG, I. S. et al. A mechanistic model of cutting force in the micro end milling process. **Journal of Materials Processing Technology**, Lausanne, v. 187-188, p. 250-255, 2007.

KING, R. I.; HAHN, R. S. Principles of grinding. In: _____. **Handbook of modern grinding technology**. New York: Chapman and Hall, 1986. p. 30-71.

KRAUSS, G. Carbon and low-alloy steels. In: DAVIS, J. R. (Ed.). **Metals handbook: properties and selection: irons, steels, and high performance alloys**. 10. ed. Ohio: ASM, 1997. v. 1. p. 327-333.

LAI, X. et al. Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 48, p. 1-14, 2008.

LEE, K.; DORNFELD, D. A. **A Study of surface roughness in the micro-end-milling process**. Berkeley: Laboratory for Manufacturing and Sustainability, 2004. Disponível em: <<http://escholarship.org/uc/item/51r6b592>>. Acesso em: 5 ago. 2011.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. Integridade superficial. In: _____. **Teoria da usinagem dos materiais**. São Paulo: Edgard Blücher, 2009. p. 276-304.

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

MELMETAIS Aços e Metais Especiais. **Certificado de qualidade nº 021732**. São José dos Campos: Mel Metais e Aços Especiais, 2011. Nota Fiscal nº 022036. Emissão: 10 jun. 2011.

MEMSNET - An information portal for the MEMS and Nanotechnology community. **MENS Fabrication**. Reston, 2011. Disponível em: <<http://www.memsnet.org/mems/fabrication.html>>. Acesso em: 23 jul. 2011.

OLIVEIRA, F. B. **Estudo dos mecanismos governantes do efeito de escala na microusinagem**. 2012. 87 f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2012.

OMAR, O. E. E. K. et al. An improved cutting force and surface topography prediction model in end milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 47, p. 1263-1275, 2007.

PARIS, H.; PEIGNE, G.; MAYER, R. Surface shape prediction in high speed milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 44, p. 1567-1576, 2004.

RIGATTI, A. M. Y. **Avaliação da força de usinagem e energia específica de corte no fresamento com alta velocidade de corte**. 2010. 88 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2010.

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

SALMON, S. C. Fundamentals of grinding. In: _____. **Modern grinding process technology**. New York: McGraw-Hill, 1992. p. 89-101.

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. **Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais**. São Paulo: Artliber, 2007. 246 p.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: Oxford Science Publications, 1997. 594 p.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M. A. Surface defects during microcutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 46, p. 1378-1387, 2006.

SUBBIAH, S. **Some investigations of scaling effects in micro-cutting**. 2006. 180 f. Tese (Doutorado) - G. W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, Atlanta, 2006.

UNIVERSITY OF ERLANGEN-NUREMBERG. Classification of metal processing technologies for serial and small quantity production of microparts. In: _____. **Multi-material micro manufacture: technologies and application**. Nuremberg, 2005. 27 p. File: 4M D7.1. 4M Network of Excellence.

UNIVERSITY OF LJUBLJANA. Report on advances in surface roughness metrology at nano-levels. In: _____. **Multi-material micro manufacture: technologies and application**. Slovenia, 2006. 13 p. File: 4M D5.2. 4M Network of Excellence.

VOLLERTSEN, F. Size effects in manufacturing of metallic components. **Manufacturing Technology – CIRP Annals**, Amsterdam, v. 58, p. 566-587, 2009.

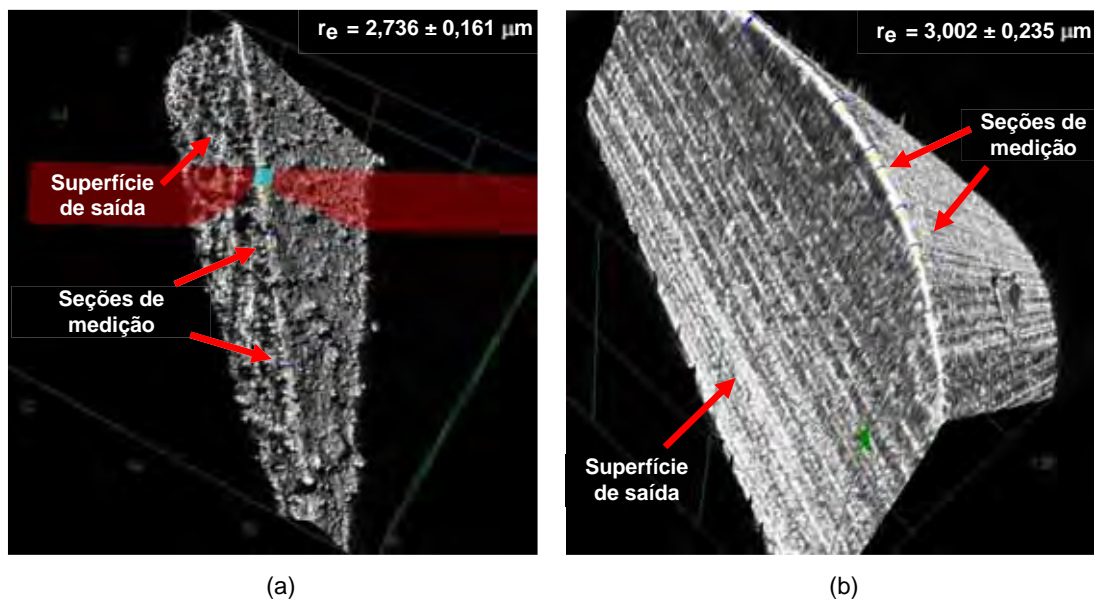
WEULE, H. et al. Micromilling of ferrous materials. **Production Engineering**, Cleveland, v. 6, n. 2, p. 17-20, 1999.

WHITEHOUSE, D. J. Characterizing the machined surface condition by appropriate parameters. In: INDUSTRIAL TOOLING CONFERENCE, 3., 1999, Southampton. **Proceedings...** Southampton: Molyneux Press, 1999. p. 8-31.

APÊNDICE A - Medição do Raio de Aresta da Ferramenta

O raio de aresta das fresas de 0,8 e 2,0 mm de diâmetro foi medido utilizando o microscópio confocal Olympus OLS4000, tal como ilustra a Figura 45 abaixo. Foram consideradas entre 5 e 7 réplicas para cada ferramenta para compor o valor médio e a variabilidade das medidas, que ficou em 5,9 e 7,8%, para a micro e macrofresa, respectivamente.

Figura 45 - Medição do raio de aresta das fresas de (a) \varnothing 0,8 e (b) 2,0 mm utilizando microscopia confocal.



Fonte: Elaboração da própria autora

APÊNDICE B - Modelo Térmico para Estimativa da Temperatura

O modelo térmico apresentado abaixo é apenas uma aproximação para estimar a temperatura na interface cavaco-ferramenta.

Considere o volume de controle na região da zona de cisalhamento secundária do cavaco (Figura 46) e as hipóteses de regime permanente, propriedades constantes e material incompressível.

Figura 46 - Zonas de cisalhamento para a estimativa da temperatura na interface cavaco-ferramenta.



Fonte: Elaboração da própria autora

Aplicando a Primeira Lei da Termodinâmica (Lei da Conservação da Energia) para um sistema a volume constante, e sabendo-se neste caso que $C_v \approx C_p$, tem-se que a variação da energia interna é igual à quantidade de calor para levar o sistema do estado inicial ao final.

$$Q = \Delta U \quad (\text{B.1})$$

ou

$$Q = m \cdot C_p \cdot \Delta T \quad (\text{B.2})$$

Dividindo a Eq.(B.2) por volume (V), tem-se:

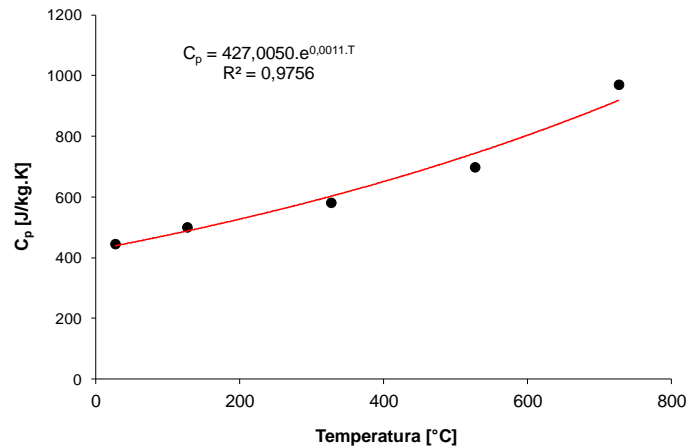
$$\frac{Q}{V} = \frac{m}{V} \cdot C_p \cdot \Delta T \quad (\text{B.3})$$

Sabendo-se que a quantidade de calor por volume é energia específica e que massa por volume é massa específica, então:

$$u = \rho \cdot C_p \cdot \Delta T \quad (\text{B.4})$$

Sabendo-se ainda que o calor específico varia com a temperatura, ajustou-se uma curva ao par $T \times C_p$ (Figura 46), cujos dados foram extraídos de Incropera e DeWitt (2006) e Krauss (1997).

Figura 47 - Calor específico em função da temperatura para o aço ABNT 1045.



Fonte: Elaboração da própria autora

Dessa forma, a Eq.(B.4) fica:

$$u = \rho \cdot \int_{T_i}^{T_f} C_p dT \quad (\text{B.5})$$

ou

$$u = \rho \int_{T_i}^{T_f} (427 \cdot e^{0,0011 \cdot T}) dT \quad (\text{B.6})$$

Fazendo-se a integração analítica da função exponencial com relação à temperatura, assumindo que a temperatura inicial (T_i) é a temperatura ambiente (T_{amb}) antes da usinagem e isolando a temperatura final (T_f) da expressão, tem-se a Eq.(B.7) que estima a temperatura na interface cavaco-ferramenta.

$$T_f = \ln \left(\frac{u_f}{427 \cdot 0,0011 \cdot \rho} + e^{0,0011 \cdot T_{amb}} \right) \cdot \frac{1}{0,0011} \quad (\text{B.7})$$

onde ρ é a massa específica do aço ABNT 1045 e u_f é a energia específica de atrito gerada na interface cavaco-ferramenta, obtida da energia específica de corte, medida experimentalmente.