

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTUDO DOS MECANISMOS GOVERNANTES DO EFEITO
DE ESCALA NA MICROUSINAGEM**

Eng. Fernando Brandão de Oliveira

Orientador: Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues

Co-orientador: Prof. Adj. Juno Gallego

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia – UNESP - Campus de Ilha
Solteira.

Área de Conhecimento: Materiais e
Processos de Fabricação

Ilha Solteira - SP

Abril/2012

FICHA CATALOGRÁFICA

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

O48e	<p>Oliveira, Fernando Brandão de. Estudo dos mecanismos governantes do efeito de escala na microusinagem / Fernando Brandão de Oliveira. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2012 92 f. : il.</p> <p>Dissertação (mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de Conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação, 2012</p> <p>Orientador: Alessandro Roger Rodrigues Co-orientador: Juno Gallego</p> <p>1. Microusinagem. 2. Energia específica de corte. 3. Efeito de escala.</p>
------	---



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

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

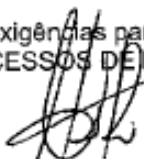
TÍTULO: Estudo dos Mecanismos Governantes do Efeito de Escala na Microusinagem

AUTOR: FERNANDO BRANDÃO DE OLIVEIRA

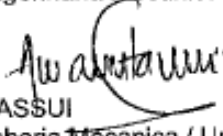
ORIENTADOR: Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. JUNO GALLEGO

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica,
Área: MATERIAIS E PROCESSOS DE FABRICAÇÃO, pela Comissão Examinadora:


Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES
Departamento de Engenharia Mecânica / USP - Escola de Engenharia de São Carlos


Prof. Dr. HIDEKASU MATSUMOTO
Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. AMAURI HASSUI
Faculdade de Engenharia Mecânica / Universidade Estadual de Campinas

Data da realização: 18 de abril de 2012.

Aos meus pais, Eliane e Ricardo, pelo carinho e apoio que supera todas as distâncias, e à minha namorada, Camila, pelo apoio e compreensão em todos os momentos de ausência.

AGRADECIMENTOS

A Deus pela saúde e força para superar todos os obstáculos e finalizar este trabalho.

Ao Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues, da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pela orientação e pelo enorme crescimento profissional a mim atribuído. Agradeço também pela confiança, paciência e amizade durante o desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Juno Gallego, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, pela co-orientação e por todo conhecimento transmitido.

Ao Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto e ao Prof. Dr. Wyser José Yamakami, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, professores integrantes do Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU), pela contribuição ao meu crescimento profissional.

Ao Prof. Tit. Reginaldo Teixeira Coelho e ao Prof. Dr. Eraldo Jannone da Silva, do Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação (OPF), da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pela disponibilização de infraestrutura para realização dos ensaios de usinagem.

Ao Prof. Dr. Renato Goulart Jasinevicius, do Laboratório de Usinagem de Precisão (UP), da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pela disponibilização de infraestrutura para a medição das variáveis da pesquisa.

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

A todos os docentes e funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica - DEM, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, que contribuíram para o meu crescimento profissional desde a graduação.

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, pelo auxílio na confecção de dispositivos e amostras utilizados nos ensaios.

Ao Sr. Gilson Campus Correa, técnico do Laboratório de Construção Civil, da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, pelo auxílio em ensaios referentes a este trabalho.

Ao Sr. Adolfo Ferrarin, técnico do Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação (OPF), da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pelo auxílio na realização dos ensaios de usinagem.

Ao Dr. Márcio de Paula, do Instituto de Química de São Carlos - IQSC, Universidade de São Paulo - USP, pelo registro de imagens de microscopia eletrônica de varredura, necessárias ao desenvolvimento desta pesquisa.

Ao Eng. MSc. Aldo M. Y. Rigatti, do Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação (OPF), da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pelo auxílio durante a aquisição dos sinais de força nos ensaios de usinagem.

Ao Eng. MSc. Cleiton L. F. de Assis, do Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação (OPF), da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pelo auxílio na operação do microscópio eletrônico de varredura.

Ao Eng. MSc. Ricardo Arai e ao graduando Vlademir Alves, do Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação (OPF), da Escola de Engenharia de São Carlos - EESC, Universidade de São Paulo - USP, pelo auxílio na realização dos ensaios de usinagem.

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

Aos discentes do Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU), com os quais tive o prazer de trabalhar, Alessandro Morais Martins, Eng. André Nozomu Sadoyama Barrios, Breno Ebinuma Takiuti, Bruno Barbosa Arakawa, Daniel de Carvalho Secco, Eng. MSc. Daniel Iawo Suyama, Josiel Luna Padilha, Julia Knippelberg Bifano 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, Thiago César Escabin. Em especial, agradeço ao Afonso Carlos Oliver, Flávio Henrique Manarelli, Máira Cristina Gual Pimenta de Queiroz, Naiana Cristina Bazanini e Thiago Bassan Setala pelo auxílio na confecção dos corpos de prova, dispositivo de fixação e na preparação metalográfica das amostras.

À Eng^a Adriana Bruno Norcino e Eli Jorge da Cruz Junior, pelo carinho, atenção e amizade, além de todo auxílio durante o desenvolvimento deste trabalho.

À Eng^a Suzana Regina da Silva Moreira, pelo apoio e crescimento profissional divididos durante o desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus pais, Eliane e Ricardo, meus irmãos, Lucas, Frederico, Marcelo e Eduardo, e demais familiares que sempre me incentivaram a crescer e me apoiaram em todos os sentidos.

À minha namorada, Camila, e seus pais, Ilma e Isaías, que me apoiaram e me incentivaram em todos os momentos.

Aos amigos Esrom, Karina, Fabíola, Géferson, Luciano, Rogério, Graciela, Elson, Fábio, Luís Henrique, Mateus e Daniel, pelo apoio desde o início da minha graduação.

À Ana Paula, Maria Thereza e Beth, que me receberam com tanto carinho e hospitalidade durante a realização dos ensaios de usinagem em São Carlos.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica pelo financiamento em viagens para realização dos ensaios e participação em congressos e eventos científicos.

Aos funcionários da seção de pós-graduação e da biblioteca da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - FEIS, Universidade Estadual Paulista - UNESP, por estarem sempre prontos a servir com profissionalismo e educação.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudos e de apoio financeiro durante o mestrado para compor a equipe do projeto Pró-Engenharias sobre microfresamento.

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.

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

“Ótimo é aquele que de si mesmo conhece todas as coisas;
Bom, o que escuta os conselhos dos homens judiciosos.
Mas o que por si não pensa, nem acolhe a sabedoria alheia,
Esse é, em verdade, uma criatura inútil.”

Hesíodo

RESUMO

A miniaturização de componentes demanda a produção de peças com dimensões na escala micrométrica. A microusinagem mecânica, realizada através do corte, é uma boa alternativa quando se deseja criar estes componentes, mas com a diminuição da escala de usinagem, o corte pode ocorrer com um ângulo de saída altamente negativo e uma pequena variação na espessura de cavaco não deformado pode influenciar o processo de corte e a formação do cavaco, gerando o efeito de escala. Este trabalho determinou o efeito do avanço por dente (f_z) e da profundidade de usinagem (a_p) na microdureza e energia específica de corte, a fim de avaliar o efeito de escala sob o aspecto do material da peça e da geometria da ferramenta (raio de aresta r_e) no microfresamento de topo do aço ABNT 1045. Análises de rugosidade e formação de cavaco auxiliaram os resultados principais. Os ensaios foram conduzidos em um centro de usinagem CNC Hermle C800U, adotando simultaneamente corte concordante/discordante e sem aplicação de fluido lubrificante. Utilizou-se fresas de carbeto de tungstênio revestidas de TiAlN, \varnothing 0,8 e 2,0 mm duas arestas, aplicadas em micro e macrofresamento, respectivamente. Análise de Variância (ANOVA) foi empregada na análise estatística para a determinação de significâncias dos fatores de controle nas variáveis de resposta. Sob o enfoque do material da peça, os resultados apontaram que o fresamento em microescala gerou maior efeito de escala, pois alcançou maior dureza superficial e camada encruada quando comparada ao macrofresamento. Entretanto, não houve diferenças significativas entre as condições de usinagem ou parâmetros de corte para ambas as escalas. A energia específica de corte mostrou-se fortemente dependente dos parâmetros de corte e das condições de usinagem, sobretudo na usinagem em microescala. O avanço por dente e a profundidade de usinagem apresentaram correlação inversamente proporcional à energia específica, com prevalência estatística do primeiro sobre o segundo. As energias específicas geradas pelo macrofresamento concordaram com as da literatura científica (Taylor e Kienzle), porém foram necessárias correções nas constantes destes modelos para atenderem ao caso do fresamento em microescala. Do ponto de vista geométrico da ferramenta (raio de aresta), o efeito de escala foi observado no microfresamento através do aumento da energia específica assintoticamente para avanços por dente abaixo do raio de aresta da microfresa, alcançando níveis obtidos em retificação quando $f_z \cong r_e/10$. Nestes casos, não houve formação de cavaco. Entretanto, a formação de cavaco, que dependeu da relação entre geometria da ferramenta e parâmetros de corte, determinou o comportamento pontual da força de corte, o padrão de rugosidade da peça e a razão de crescimento da energia específica de corte.

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

ABSTRACT

The miniaturization of components requires the production of parts with dimensions in the micrometer scale. The mechanical micromachining, performed by cutting, is a good alternative when it is desired to create these components, but with the reduction of the scale of machining, cutting may occur with a highly negative rake angle and a small variation in undeformed chip thickness can influence the cutting process and the chip formation, creating the size effect. This research quantified the influence of feed per tooth (f_z) and depth of cut (a_p) on microhardness and specific cutting energy aiming at evaluating the size effect under aspect of the workpiece material and tool geometry (edge radius r_e) on micromilling of ABNT 1045 steel. Analyses of workpiece roughness and chip formation aided to understand the main results. The experiments were carried out in a CNC machining center Hermle C800U by adopting simultaneously up/downmilling and no coolant application. 0.8 and 2.0 mm diameter endmills (two flutes) coated with TiAlN were used in tests for micro and macromilling, respectively. Analysis of Variance (ANOVA) allowed determining statistical significances of control factors on response variables. Under the standpoint of workpiece material, the results indicated that the microscale milling caused more size effect than macromilling because reached higher surface microhardness and hardened layer beneath machined workpiece. However neither milling conditions nor cutting parameters presented significant differences for both the machining scales. The specific cutting energy depended on strongly cutting parameters and milling conditions mainly in microscale machining. The feed per tooth and depth of cut presented correlation inversely proportional to the specific cutting energy with statistical prevalence of the first over the second. The values of specific cutting energy generated by macromilling agreed with the ones from scientific literature (Taylor and Kienzle Models), however corrections in the Kienzle's Model constants were necessary to attend the microscale milling. Considering the aspect of the tool geometry (edge radius), the size effect was observed in micromilling through increase of the specific cutting energy significantly for feeds per tooth lower than endmill edge radius, reaching levels from grinding when $f_z \cong r_e/10$. This particular milling condition did not produce chips. For other cutting conditions, the chip formation determined the cutting force behavior, workpiece roughness pattern and increase rate of specific cutting energy.

Keywords: *Micromachining. Specific cutting energy. Size effect.*

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Esquema da aresta de corte (a) no corte convencional e (b) em microescala. ...	22
Figura 2 - Dimensão dos componentes em microusinagem.....	25
Figura 3 - (a) Canais microfresados com paredes em degrau, (b) componente neurovascular, e (c) microengrenagem.....	28
Figura 4 - Filetes de rosca de um implante dentário.	28
Figura 5 - Armações utilizadas em micro e nano sistemas de fluido.	28
Figura 6 - Variação da energia específica de corte com a profundidade de usinagem.....	33
Figura 7 - Variação da energia específica de corte com o avanço, segundo AWF 158.	34
Figura 8 - Energia específica de corte em função da espessura média de corte h_m	35
Figura 9 - Energia específica de corte para diferentes relações entre espessura de cavaco não deformado e raio da aresta de corte.	36
Figura 10 - Variação da energia específica de corte com a área de corte para diferentes materiais.....	36
Figura 11 - Comportamento da energia específica de corte em função da velocidade de corte.	37
Figura 12 - Variação da energia específica de corte com a velocidade de corte em diferentes materiais.....	38
Figura 13 - Energia específica de corte em função da velocidade de corte para um aço de médio teor de carbono.....	38
Figura 14 - Variação da energia específica de corte com a espessura de corte para diferentes operações de usinagem.....	39
Figura 15 - Energia específica de corte em função do avanço segundo diferentes pesquisadores.	41
Figura 16 - Variação da energia específica em função da espessura de corte h	42
Figura 17 - Energia específica em função da espessura de corte h em escala dilogarítmica.	42
Figura 18 - Formação do cavaco para diferentes espessuras de cavaco não deformado. ...	43
Figura 19 - Regiões de contato entre a ferramenta e a peça, onde F_r é a força resultante, F_c é a força requerida para a remoção do cavaco e F_p é a força de deformação...	44
Figura 20 - Modelo básico do corte ortogonal, após Merchant 1945.....	45
Figura 21 - Modelo de “cartas” para o corte, após Piispanen 1937.....	46
Figura 22 - Processo de formação de cavaco associado à teoria das discordâncias.	47
Figura 23 - Fatores de controle e respostas alvo da pesquisa.	51
Figura 24 - Fixação do corpo de prova no centro de usinagem CNC.....	52

Figura 25 - Fixação do dinamômetro no centro de usinagem CNC.....	53
Figura 26 - Fotomicrografia do aço ABNT 1045 para caracterização microestrutural do material da peça.....	55
Figura 27 - (a) Desenho técnico dos corpos de prova e (b) exemplar usado nos ensaios de usinagem.....	55
Figura 28 - (a) Ilustração cotada da ferramenta e (b) MEV das arestas das fresas utilizadas nos ensaios de fresamento.....	56
Figura 29 - Sistema de coordenadas do dinamômetro utilizado durante os ensaios de usinagem.....	58
Figura 30 - Amostra embutida para medição de microdureza.....	60
Figura 31 - Fixação da amostra no porta-amostra do ultra-microdurômetro.....	61
Figura 32 - Sistema de aquisição de dados de microdureza.....	62
Figura 33 - Efeito da condição de usinagem na microdureza da peça próxima à superfície fresada. Indentações realizadas na seção transversal das peças, paralela à direção do avanço da ferramenta, a 10 μm abaixo das superfícies fresadas.	63
Figura 34 - Efeito dos parâmetros de corte no acréscimo de microdureza superficial da peça (a) microfresada e (b) macrofresada.....	64
Figura 35 - ANOVA “One-Way” para avaliar significância de microdureza (a) na profundidade de 70 μm da peça microfresada (variabilidade máxima de 9,0%) e (b) na profundidade de 30 μm da peça macrofresada (variabilidade máxima de 8,3%).....	65
Figura 36 - Efeito da condição de usinagem na energia específica da peça, comparando os processos de micro e macrofresamento.	67
Figura 37 - Vista lateral da área da seção de corte em (a) microescala e (b) macroescala, considerando a espessura média do cavaco h_m calculada por Sandvik (2000) e obtida geometricamente em software CAD, utilizando os parâmetros de corte, geometria da ferramenta e taxa de aquisição de sinais de força de corte.....	68
Figura 38 - Comparação dos resultados de energia específica de corte em (a) microescala e (b) macroescala, considerando os modelos de Taylor e Kienzle (FERRARESI, 1970).....	68
Figura 39 - Efeito dos parâmetros de corte na energia específica de corte da peça (a) microfresada e (b) macrofresada.....	72
Figura 40 - Superfície de resposta do efeito do avanço por dente e da profundidade de usinagem na energia específica de corte da peça macro e microfresada.....	73
Figura 41 - Efeito da redução do avanço por dente na elevação da energia específica de corte ao microfresar o aço ABNT 1045 com $a_p = 0,160 \text{ mm}$ e $f_z = 0,3; 0,6; 1,0; 3; 7 \text{ e } 9 \mu\text{m/z}$	73

Figura 42 - (a) Rugosidade média aritmética (R_a) da superfície microfresada e (b) razão entre energia específica de corte e rugosidade média aritmética.....	75
Figura 43 - Determinação do raio de aresta da ferramenta \varnothing 0,8 mm utilizando (a) o procedimento proposto por este trabalho (modificado de ARAMCHAROEN e MATIVENGA, 2009) e (b) Microscopia Confocal.	76
Figura 44 - Análise do efeito de escala considerando a força de corte e a área da seção de corte normalizadas para (a) o microfresamento e (b) macrofresamento	76
Figura 45 - Análise das componentes da força de usinagem em microescala com $f_z = 9 \mu\text{m/z}$ e $a_p = 0,160 \text{ mm}$	79
Figura 46 - Análise teórica do processo de formação de cavaco no microfresamento.	79
Figura 47 - Imagens obtidas por MEV de exemplares de cavaco gerados no microfresamento nas condições de usinagem (a) C1, (b) C2, (c) C3 e (d) C4. ..	81
Figura 48 - Imagens obtidas por MEV de exemplares de cavaco gerados no macrofresamento nas condições de usinagem (a) C1, (b) C2, (c) C3 e (d) C4. .	83
Figura 49 - Imagens obtidas por MEV de exemplares de cavaco gerados no microfresamento com $a_p = 0,160 \text{ mm}$ e f_z igual a (a) $0,1 \mu\text{m/z}$, (b) $0,3 \mu\text{m/z}$, (c) $0,6 \mu\text{m/z}$, (d) $1,0 \mu\text{m/z}$, (e) $3,0 \mu\text{m/z}$ e (f) $7,0 \mu\text{m/z}$	85
Figura 50 - Imagens obtidas por MEV das superfícies microfresadas com $a_p = 0,160 \text{ mm}$ e f_z igual a (a) $0,1 \mu\text{m/z}$, (b) $0,3 \mu\text{m/z}$, (c) $0,6 \mu\text{m/z}$, (d) $1,0 \mu\text{m/z}$, (e) $3,0 \mu\text{m/z}$ e (f) $7,0 \mu\text{m/z}$	88

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores de energia específica de corte para diferentes materiais.	31
Tabela 2 - Energia específica de corte obtida no torneamento de diferentes materiais.	32
Tabela 3 - Variáveis de entrada e os níveis adotados nos ensaios de usinagem.	50
Tabela 4 - Composição química do aço ABNT 1045 utilizado nos ensaios de usinagem (% em peso).	54
Tabela 5 - Dimensões das ferramentas utilizadas nos ensaios de usinagem.	56
Tabela 6 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na microdureza a 10 µm abaixo da superfície fresada.	64
Tabela 7 - Comparação entre a energia específica de corte obtida por este trabalho para macrofresamento e as disponibilizadas na literatura científica.....	69
Tabela 8 - Constantes de Kienzle e valores corrigidos de energia (ou pressão) específica de corte k_s [N/mm ²] segundo o modelo de Kienzle aplicado ao microfresamento. ...	70
Tabela 9 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na energia específica de corte da peça fresada.....	71
Tabela 10 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na força de corte da peça fresada.	78

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANOVA	Análise de variância
APC	Aresta postiça de corte
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWF	<i>Ausschuss für Wirtschaftliche Fertigung</i> (Associação de Produção Econômica da Alemanha)
C	Carbono
C1	Condição de usinagem 1
C2	Condição de usinagem 2
C3	Condição de usinagem 3
C4	Condição de usinagem 4
CAD	<i>Computer-aided design</i>
CNC	Controle numérico computadorizado
Co	Cobalto
CP	Coeficiente de correlação de Pearson
CR	Como recebido
D_c	Diâmetro da fresa [mm]
DUH	<i>Dynamics Ultra Micro Hardness</i>
ECM	<i>Electrochemical Machining</i>
EDM	<i>Electro Discharge Machining</i>
EDS	<i>Energy Dispersive Spectroscopy</i>
F_p	Força de deformação (força <i>plowing</i>) [N]
F_r	Força resultante [N]
F_r	Força requerida para formação do cavaco [N]
F_x	Força na direção x [N]
F_y	Força na direção y [N]
F_z	Força na direção z [N]
GJ	Gigajoule
GPa	Gigapascal
HB	Dureza Brinell
HMV	Dureza Martens

HP	Horsepower
HRB	Dureza Rockwell B
Hz	Hertz
J	Joule
LBM	<i>Laser Beam Machining</i>
LIGA	<i>Lithography, Galvo and Abformung</i>
MEMS	<i>Micro-Electro-Mechanical Systems</i>
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
Mn	Manganês
N	Newton
Ni	Níquel
P	Fósforo
R _a	Rugosidade média aritmética
R _c	Grau de recalque
S	Enxofre
Si	Silício
TiAlN	Nitreto de titânio e alumínio
USM	<i>Ultrasonic Machining</i>
W	Watt

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

a _e	Penetração de trabalho ou largura de usinagem [mm]
a _p	Profundidade de usinagem [mm]
b	Largura de corte [mm]
d _f	Diâmetro da fresa [mm]
dm _m	Diâmetro da haste da fresa [mm]
f	Avanço [mm/volta]
f _z	Avanço por dente [mm/z]
gf	Grama-força
h	Espessura de corte [mm]
h _m	Espessura média de corte [mm]
h _{min}	Espessura mínima de cavaco não deformado [µm]
in ³	Polegada cúbica
kg	Kilograma
kHz	Kilohertz
kN	Kilonewton

k_s	Pressão específica de corte [N/mm ²]
kW	Kilowatt
m	Metro
m ²	Metro quadrado
mm	Milímetro
mm ²	Milímetro quadrado
mm ³	Milímetro cúbico
min	Minuto
mN	Milínewton
r_e	Raio de aresta [μ m]
rpm	Rotações por minuto
r_{e1}	Raio de ponta da ferramenta [mm]
s	Segundo
u	Energia específica de corte [J/mm ³]
v_c	Velocidade de corte [m/min]

LISTA DE SÍMBOLOS

μm	Micrometro
α	Ângulo de saída da ferramenta [°]
ψ	Ângulo de contato [°]
τ_r	Tensão de cisalhamento na ruptura do material [MPa]
"	Polegada
%	Porcentagem
°	Grau
Ø	Diâmetro

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	21
1.1	Objetivos	23
1.2	Justificativa	23
1.3	Estrutura do trabalho	23
2	REVISÃO DA LITERATURA	25
2.1	Microusinagem	25
2.1.1	Definições	25
2.1.2	Tipos de Operações	26
2.1.3	Aplicações e Particularidades	27
2.2	Energia específica de corte	29
2.2.1	Definição	29
2.2.2	Fatores de Influência	31
2.2.2.1	<i>Características inerentes ao material a ser usinado</i>	31
2.2.2.2	<i>Parâmetros de corte</i>	33
2.2.3	Métodos de Cálculo	40
2.3	Efeito de Escala	43
2.3.1	Influência do Raio de Aresta	43
2.3.2	Influência dos Defeitos Cristalinos do Material	45
2.3.2.1	<i>Teoria das discordâncias e encruamento</i>	47
3	MATERIAIS E MÉTODOS	50
3.1	Planejamento Experimental	50
3.2	Banco de Ensaio	51
3.3	Corpos de Prova	54
3.4	Ferramentas de Corte	56
3.5	Procedimento Experimental	57
3.5.1	Ensaio de Usinagem e Aquisição dos Sinais de Força	57
3.5.2	Forças de Usinagem e Energia Específica de Corte	58
3.5.3	Microdureza	59
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	63
4.1	Microdureza	63
4.2	Energia Específica de Corte	66

4.3	Raio de Aresta da Ferramenta	73
4.4	Força de Corte	78
4.5	Formação de Cavaco	80
5	CONCLUSÕES	89
5.1	Recomendação para Trabalhos Futuros	90
	REFERÊNCIAS	91

1 INTRODUÇÃO

Anos atrás, as peças dos relógios de pulso eram basicamente as únicas peças miniaturizadas produzidas por processos de manufatura em escala industrial. No entanto, as mudanças sociais e a evolução da tecnologia demandaram uma produção cada vez maior de produtos miniaturizados em diferentes áreas da indústria (MASUZAWA, 2000). Esse processo de miniaturização surgiu com o intuito de produzir microcomponentes que pudessem melhorar a qualidade de vida das pessoas e produzir crescimento econômico (CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

A motivação da miniaturização de componentes tem sido sempre a mesma desde que o processo de manufatura começou seu desenvolvimento: novas aplicações, melhores desempenhos, menores custos e alta qualidade. O processo de usinagem sempre desempenhou um importante papel na manufatura de diversos componentes e o desenvolvimento de sua capacidade na usinagem de precisão tem melhorado cada vez mais (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006).

Componentes miniaturizados com alta precisão dimensional têm sido utilizados pelas indústrias aeroespacial, biomédica e automotiva. A microusinagem tornou-se um importante método de fabricação para estes dispositivos. Assim, pode-se obter microestruturas complexas que exigem uma variedade de materiais, formas e interfaces funcionais (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009; CHAE; PARK; FREIHET, 2006; MASUZAWA, 2000).

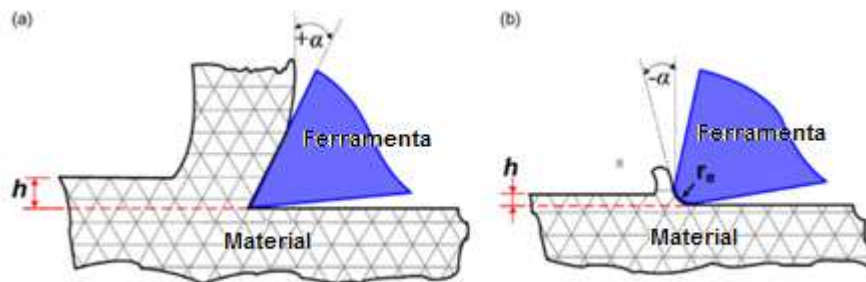
A fabricação de microcomponentes requer métodos que tenham confiabilidade e repetibilidade, com ferramentas de boa precisão (CHAE; PARK; FREIHET, 2006). A microusinagem mecânica, realizada através do corte, frequentemente utiliza ferramentas miniaturizadas que possuem dimensões inferiores a 1 mm, na ordem de micrometros, para promover a remoção do material. As taxas de remoção de material envolvidas nessas operações de corte são extremamente reduzidas se comparadas às condições de usinagem ditas convencionais.

Com a diminuição da dimensão do material removido, questões sobre a geometria do raio de aresta da ferramenta, tamanho de grão e orientação cristalográfica do material, efeitos considerados pouco influentes na usinagem em macroescala, tornaram-se fatores de grande influência na precisão dimensional e integridade dos componentes usinados em microescala (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006).

Com a diminuição da escala de corte, a dimensão da espessura do cavaco não deformado pode ser comparada à do raio da aresta de corte da ferramenta, conforme apresentado na Figura 1. Como resultado, o corte pode ocorrer com um ângulo de saída altamente negativo e uma pequena variação na espessura de cavaco não deformado pode

influenciar o processo de corte e a formação do cavaco (CHAE; PARK; FREIHET, 2006; LIU; DEVOR; KAPOOR, 2004).

Figura 1 - Esquema da aresta de corte (a) no corte convencional e (b) em microescala.



Fonte: Modificado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

Essa relação entre a espessura de cavaco não deformado e o raio de aresta define o mecanismo ativo de remoção do cavaco, que deve ocorrer através do cisalhamento e corte do material. A interação entre espessura do cavaco não deformado e o raio de aresta na microusinagem pode promover apenas deformação do material, não havendo cisalhamento e formação do cavaco, o que influencia diretamente no acabamento superficial (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006). Esse processo de deformação elasto-plástica a que o material é submetido até que a espessura de cavaco não deformado tenha uma dimensão que favoreça o cisalhamento do material e formação do cavaco provoca um aumento substancial no valor da energia específica de corte.

Segundo Jackson (2008), há realmente um aumento substancial na energia específica de corte com o decréscimo da espessura de cavaco durante a microusinagem. Acredita-se que o aumento ocorra devido ao fato da usinagem remover volumes do material cada vez menores e a probabilidade de se encontrar defeitos, como contornos de grão e impurezas, que funcionam como concentradores de tensão são menores. Assim, as tensões necessárias para promover o cisalhamento do material devem ser maiores, o que provocaria o aumento da energia específica de corte.

A partir desses estudos, surgiu o conceito do efeito de escala, um fenômeno comum nas operações de microusinagem que é caracterizado pelo aumento substancial da energia específica de corte para usinagens com espessura de cavaco não deformado muito reduzidas. Segundo Liu, Devor e Kapoor (2004), este fenômeno tem um grande impacto nas forças de corte, estabilidade do processo e acabamento superficial durante a usinagem em microescala. Como consequência, diversos estudos têm sido desenvolvidos para

compreender os reais mecanismos governantes do efeito de escala e garantir que o corte ocorra sem danos à integridade superficial do material.

1.1 Objetivos

O presente trabalho de pesquisa apresenta os seguintes objetivos:

- Investigar o efeito global das condições de usinagem e isolado de cada parâmetro de corte na energia específica de corte e no efeito de escala;
- Avaliar a influência do raio de aresta da ferramenta no efeito de escala;
- Investigar o comportamento da energia específica de corte com base no mecanismo de formação de cavaco.

1.2 Justificativa

O fenômeno do efeito de escala na microusinagem pode ser abordado sobre diferentes enfoques. Quando se considera a influência dos defeitos cristalinos do material, os pesquisadores mais proeminentes sobre energia específica de corte se contradizem ao afirmarem, salvo melhor julgamento, ora que há um acúmulo de discordâncias na zona de cisalhamento primária, formadas devido às altas tensões de compressão e cisalhamento a que o material é submetido, quando ocorre a diminuição da espessura do cavaco (TURKOVICH, 1970), e ora que há empobrecimento de discordâncias, dado o menor volume a ser removido e a conseqüente menor probabilidade em se encontrar discordâncias livres para movimentar-se (JACKSON, 2008; MALKIN, 1989; SCHROETER, 1999; SHAW, 1996).

Neste contexto, este trabalho motivou-se em avaliar os mecanismos governantes do efeito de escala, explorando a influência do raio de aresta da ferramenta, dos parâmetros de corte mais significativos (avanço e profundidade de usinagem) e dos defeitos cristalinos do material (através da microdureza superficial da peça) na energia específica de corte, principal variável representativa do fenômeno.

1.3 Estrutura do trabalho

Este trabalho está estruturado em 6 capítulos. O capítulo 1 apresenta uma contextualização do tema a ser abordado, além dos principais objetivos e da justificativa para desenvolver essa pesquisa.

O capítulo 2 versa sobre a revisão da literatura, apresentando conceitos sobre microusinagem, energia específica de corte e os enfoques sobre os quais o efeito de escala pode ser definido.

No capítulo 3 são apresentados os materiais e métodos empregados na execução dos ensaios de usinagem.

O capítulo 4 apresenta os resultados obtidos com o desenvolvimento desta pesquisa e sua respectiva discussão.

O capítulo 5 trata das principais conclusões obtidas com este trabalho e apresenta sugestões de trabalhos que podem ser desenvolvidos futuramente, tendo como base os resultados desta pesquisa.

O capítulo 6 apresenta as referências utilizadas para compor a revisão da literatura.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Microusinagem

2.1.1 Definições

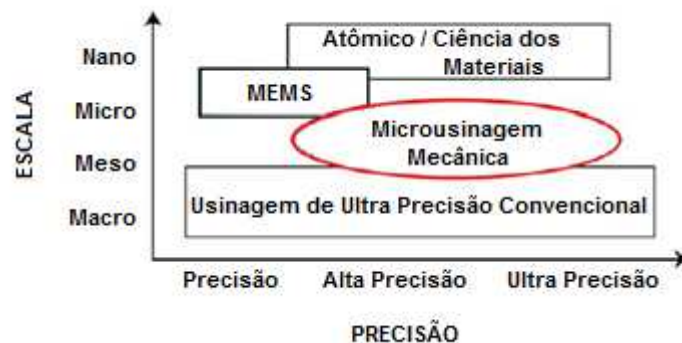
Alting *et al.* (2003) define microusinagem como um processo que lida com o desenvolvimento de produtos que apresentam características funcionais ou, ao menos, uma dimensão na ordem de micrometros (μm). Segundo Masuzawa (2000), a expressão micro, em microusinagem, representa o trabalho com dimensões entre 1 e 999 μm . Aramcharoen e Mativenga (2009) acreditam que o corte em microescala pode ser definido como a remoção de material com a dimensão da espessura de cavaco não deformado variando entre nanômetros e alguns micrometros.

Dornfeld, Min e Takeuchi (2006) definem microusinagem do ponto de vista da ferramenta utilizada. Segundo esses autores, a microusinagem pode ser definida como a usinagem mecânica com ferramentas de corte menores que 1 mm e com aresta de corte com geometria definida.

Diferentes autores definem microusinagem de diferentes formas, mas todas as definições nos levam a uma em especial: processo de usinagem em que as dimensões da ferramenta, componente ou parâmetros de corte se encontram na faixa de micrometros.

A Figura 2 apresenta a variação de escala na usinagem em função da precisão desejada, indicando algumas operações de usinagem que seriam mais adequadas para diferentes situações.

Figura 2 - Dimensão dos componentes em microusinagem.



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

Operações que têm capacidade de produzir componentes com dimensões nas escalas micro ou nano, e boa precisão, são muito utilizadas na produção de dispositivos

MEMS (*Micro-Electro-Mechanical Systems*). As operações de microusinagem mecânica podem ser aplicadas na usinagem de alta precisão, bem como na usinagem de ultra precisão, trabalhando com dimensões que variam entre a escala meso e a micro. Alguns autores definem a escala meso como uma transição entre a macro e a micro, onde as operações utilizadas para produzir componentes com dimensões variando em uma determinada faixa de valores ora podem ser classificadas como macro e ora como micro, levando em consideração as dimensões, aplicações e até parâmetros de corte utilizados na produção desses componentes. Dhanorker e Özel (2006) definem a escala meso para componentes com características funcionais ou dimensões entre 100 μm e 10 mm, enquanto Lai *et al.* (2008) define a variação da escala meso entre 10 μm e 1 mm.

2.1.2 Tipos de Operações

Segundo Chae, Park e Freihet (2006), a maioria dos processos de manufatura de microcomponentes são baseados em técnicas de processamento de semicondutores, onde materiais a base de silício são foto gravados por ataques químicos ou processos a seco. Entretanto, em geral esses métodos são lentos, limitados a alguns materiais baseados em silício e têm geometria essencialmente plana, além de terem custos de produção elevados.

Masuzawa (2000) apresenta algumas tecnologias que são amplamente empregadas na produção de microcomponentes e podem ser caracterizadas como operações de microusinagem:

- Micro-EDM (*Electro Discharge Machining*): operação de usinagem baseada na remoção de material através da fusão e vaporização. O calor é fornecido através de pequenas descargas elétricas. Uma tecnologia bem estabelecida e muito importante na produção de moldes e matrizes.
- Micro-LBM (*Laser Beam Machining*): operação de usinagem realizada através de um feixe de laser. Pode ser utilizada para produzir micro furos, desde que o feixe de laser seja direcionado para um pequeno foco.
- Micro-USM (*Ultrasonic Machining*): operação que ocorre com a utilização de uma ferramenta e material abrasivo para realizar pequenas penetrações em matérias frágeis, como vidro, cerâmica, silicone e grafite. O material fica imerso em meio líquido com partículas do material abrasivo em suspensão e a ferramenta é introduzida sobre o material com uma frequência ultra-sônica, promovendo a remoção do material através da movimentação das partículas abrasivas. A espessura e as dimensões do material e da cavidade a ser realizada dependem da ferramenta utilizada.

- LIGA (*Lithography, Galvo and Abformung*): operação realizada através de eletrodeposição e moldagem. Combinando tecnologia de litografia de raios-X, microusinagem eletroquímica e micromoldagem pode-se produzir basicamente padrões com paredes altas e retas.

- Micro-ECM (*Electrochemical Machining*): operação baseada na dissolução eletroquímica do material. A forma da usinagem é determinada pelo formato do eletrodo, mas mesmo quando um eletrólito com uma força de jateamento muito pequena é utilizado, a dissolução pode ocorrer em uma área maior do que o revestimento do eletrodo. No entanto, a superfície obtida é muito lisa e não há camada afetada pela usinagem, portanto, se torna uma boa aplicação na usinagem de micro produtos metálicos, desde que sejam usados pulsos curtos e uma baixa corrente durante a operação.

Essas técnicas de usinagem, conhecidas como usinagem não convencional, mesmo com custos elevados e algumas limitações, representam boa parte dos processos empregados na fabricação de microcomponentes.

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 (CHAE; PARK; FREIHET, 2006; MASUZAWA, 2000).

Segundo Masuzawa (2000), várias operações de corte podem ser empregadas na microusinagem mecânica: furação para microfuros, fresamento para microcanais e geometrias complexas em 3D, torneamento para micropinos, entre outras aplicações. A microfuração é capaz de produzir furos com algumas dezenas de micrometros para aplicações práticas.

Masuzawa (2000) também cita a retificação como uma importante operação na microusinagem. Segundo seus estudos, a retificação tem sido amplamente utilizada para usinar pinos e canais com dimensões extremamente reduzidas. Isso se deve ao fato da profundidade de retificação ser pequena, pois a retificação é realizada por microgrãos.

2.1.3 Aplicações e Particularidades

A miniaturização de diversos dispositivos demanda a produção de componentes com dimensões variando entre alguns e centenas de micrometros. Tais componentes podem ser aplicados em diversas áreas como óptica, eletrônica, médica, biotecnológica, comunicações, aeroespacial, automotiva. Aplicações específicas incluem micro sistemas de fluido, microfuros em fibra óptica e micromoldes (LIU; DEVOR; KAPOOR, 2004). Alguns exemplos de microcomponentes usinados são apresentados na Figura 3.

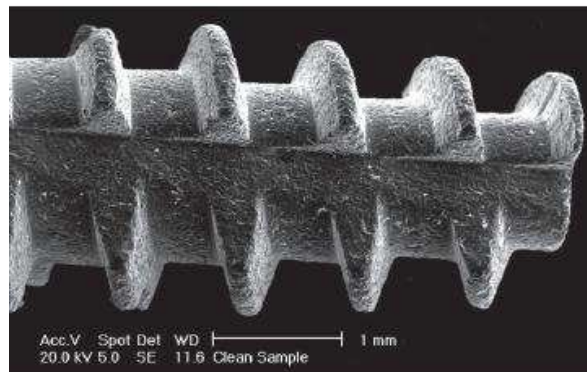
Figura 3 - (a) Canais microfresados com paredes em degrau, (b) componente neurovascular, e (c) microengrenagem.



Fonte: Liu, Devor e Kapoor (2004).

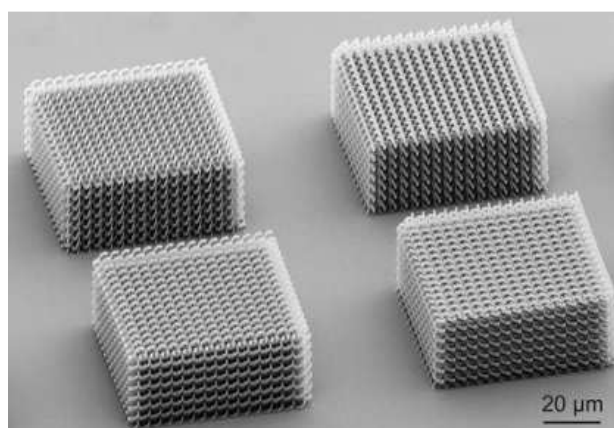
A Figura 4 apresenta filetes de rosca de um implante dentário, obtidos através de ataque ácido. A Figura 5 apresenta armações utilizadas em micro e nano sistemas de fluido, obtidas através de microusinagem a laser.

Figura 4 - Filetes de rosca de um implante dentário.



Fonte: Osteo-Ti (2012).

Figura 5 - Armações utilizadas em micro e nano sistemas de fluido.



Fonte: MenloSystems (2012).

Uma das vantagens mais atraentes do corte em microescala é a possibilidade de usinar microcomponentes em 3D com alta complexidade geométrica, o que se torna extremamente importante na produção de micromoldes. Além disso, pode-se processar uma grande variedade de metais e ligas metálicas, compósitos, polímeros e cerâmicas com custos reduzidos (ALTING *et al.*, 2003; CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

Em contrapartida, determinadas questões que não apresentam grande influência na usinagem em macroescala precisam ser analisadas em microusinagem. O desempenho das microferramentas é extremamente influenciado por pequenas vibrações, o que pode determinar um decréscimo na vida da ferramenta e afetar a tolerância geométrica dos microcomponentes. Além disso, a rotação do eixo-árvore da máquina-ferramenta deve ser alta para atingir velocidades de corte que possibilitem boa produtividade e acabamento superficial, uma vez que as dimensões das ferramentas utilizadas normalmente estão na faixa de micrometros (CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

2.2 Energia específica de corte

2.2.1 Definição

A energia específica de corte é uma das grandezas físicas mais importantes provenientes da fenomenologia da usinagem. Outros parâmetros tais como força, temperatura de corte, tempo de usinagem e desgaste de ferramenta também apresentam grande relevância (RODRIGUES, 2005).

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, dividindo-a 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 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 (KING citado por RIGATTI, 2010).

Segundo Shaw (1995), a energia específica de corte (u) é um conceito muito útil para todos os processos de remoção e deformação de materiais. Para usinagem, é a energia por

unidade de volume do material removido, enquanto para conformação é a energia por unidade de volume de material deformado. Para Shaw (1995), a energia específica de corte pode ser definida como uma quantidade intensiva que caracteriza a resistência oferecida ao corte para determinado material, assim como resistência à tração e dureza caracterizam resistência à deformação plástica.

Ersoy e Atici (2004) acreditam que a magnitude da energia específica de corte seja útil para determinar a potência requerida para uma operação de usinagem e que materiais que possuem menores valores de u podem ser cortados de forma mais eficiente.

Ferraresi (1970) e Machado *et al.* (2009) apresentam o conceito de pressão específica de corte (k_s), que é definida como a razão entre a força de corte e a área da seção de corte. Para as duas variáveis, a unidade é dada em energia por volume ou força por área. Assim, apesar de apresentarem definições diferentes, pode-se fazer uma analogia entre u e k_s .

Segundo Polini e Turcheta, citado por Rodrigues (2005), a pressão específica de corte é considerada um bom índice de usinabilidade dos materiais e permite compreender todo o processo de corte. 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/m² 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/mm³. 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).

De forma geral, todo o volume de energia consumida durante o corte nas operações de usinagem se converte em calor e cerca de 90% deste calor é transferido ao cavaco, 5% à ferramenta e 5% à peça (SHAW, 1995).

A revisão da literatura apresenta o mesmo conceito para diferentes terminologias: energia e pressão específica de corte. O termo energia específica de corte e o símbolo u serão adotados durante o desenvolvimento do texto referente a este trabalho de pesquisa e para a apresentação dos resultados experimentais.

2.2.2 Fatores de Influência

Características acerca do material a ser usinado, parâmetros de corte e ferramenta podem alterar o comportamento da energia específica de corte e influenciar no comportamento do processo de usinagem. Alguns fatores de influência serão apresentados a seguir.

2.2.2.1 Características inerentes ao material a ser usinado

Dureza

A dureza do material é um importante fator de influência na energia específica de corte. De forma geral, quanto maior a dureza, maior o valor de u . Entretanto, alguns materiais com dureza semelhante podem apresentar valores diferentes de u , isso ocorre devido às diferenças de estrutura cristalina e elementos de liga em sua composição. Portanto, deve-se ter um cuidado especial quando se correlaciona dureza e energia específica (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2000).

Gorczyca (1987) apresenta valores de energia específica de corte para diferentes materiais, variando a dureza de cada um, conforme apresentado na Tabela 1. Informações a respeito do tipo de operação ou parâmetros de corte utilizados não foram apresentadas.

Tabela 1 - Valores de energia específica de corte para diferentes materiais.

Material	Dureza HB	Energia Específica de Corte	
		HP/in ³ /min	J/mm ³
Aços	125	0,62	1,69
	180	0,75	2,05
	260	0,90	2,46
	430	1,50	4,10
Ferro Fundido	150	0,40	1,09
	250	0,90	2,46
	270	1,20	3,28
Latão	35	0,23	0,63
	75	0,26	0,71
	130	0,30	0,82
Cobre	40	0,90	2,46
Alumínio	90	0,16	0,44
	120	0,20	0,55
	150	0,24	0,66

Fonte: Modificado de Gorczyca (1987).

Material da peça e composição química

Shaw (1984) apresenta resultados de energia específica de corte para diferentes materiais torneados com espessura de corte de 0,25 mm, conforme apresentado na Tabela 2. Nenhuma informação adicional a respeito dos parâmetros de corte utilizados foi apresentada, mas é possível observar a variação de u com a mudança de material.

Tabela 2 - Energia específica de corte obtida no torneamento de diferentes materiais.

Material	u [J/mm ³]
Liga de alumínio	0,702
Ferro fundido cinzento	1,053
Latão	1,053
Aço AISI 1213	1,755
Aço médio teor de carbono AISI 1018	2,106
Ligas de titânio	3,510
Aço inoxidável	4,914
Ligas a base de Ni e Co	4,914

Fonte: Modificado de Shaw (1984).

Para Diniz, Marcondes e Coppini (2000), o aumento da porcentagem de carbono em aços provoca um aumento da energia específica de corte. Em contrapartida, o aumento dos teores de fósforo, chumbo, boro e sulfeto de manganês provocam uma diminuição no valor de u . No processo de formação do cavaco estes elementos se deformam plasticamente e produzem planos de baixa resistência, onde a energia requerida para a ruptura do cavaco é menor, além de funcionarem como um lubrificante na interface cavaco-ferramenta.

Tensão de cisalhamento

Segundo Ferraresi (1970), entre a tensão de cisalhamento na ruptura do material (τ_r), o grau de recalque (R_c) e a energia específica de corte (k_s), existe a seguinte relação:

$$k_s = k \cdot \tau_r \cdot R_c \quad (3)$$

onde k é uma constante.

Essa relação mostra que o aumento da energia específica de corte deve ser diretamente proporcional ao aumento de τ_r , mas com o aumento da resistência do material, a sua plasticidade diminui e o valor de R_c se torna menor. Assim, em condições de

usinagens iguais, um material com o dobro de resistência mecânica que outro não apresentaria o valor de energia específica de corte igualmente dobrado.

2.2.2.2 *Parâmetros de corte*

A literatura apresenta diversos estudos acerca da influência dos parâmetros de corte na energia específica de corte na escala macro de usinagem. Na literatura, em geral, há poucos estudos referentes ao comportamento da energia específica de corte na escala micro, apesar do crescente desenvolvimento de pesquisas nesse sentido. Portanto, o comportamento da energia específica de corte apresentado a seguir tem predominância na escala macro. No entanto, é importante ressaltar que o comportamento esperado para a usinagem na escala micro é que haja um aumento ainda maior da energia específica de corte com a diminuição dos parâmetros de corte e tal comportamento pode ser observado se extrapolarmos os gráficos e resultados apresentados na literatura abaixo para a escala micro.

Profundidade de usinagem

A maioria dos estudos mostra que o aumento da profundidade de usinagem não exerce grande influência no valor da energia específica de corte, a não ser para pequenos valores de a_p . Entretanto, Ersoy e Atici (2004) desenvolveram alguns estudos que apontam um decréscimo da energia específica de corte com o aumento da profundidade de usinagem como uma tendência para a maioria dos resultados. A Figura 6 apresenta a variação da energia específica de corte para pequenos valores de a_p .

Figura 6 - Variação da energia específica de corte com a profundidade de usinagem.

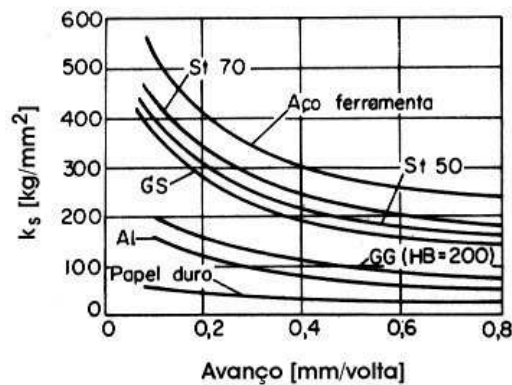


Fonte: Ferraresi (1970).

Avanço

Ferraresi (1970) mostra que o aumento do avanço provoca uma diminuição no grau de recalque, o que resulta em diminuição da energia específica de corte, conforme é apresentado na Figura 7. Assim, o decréscimo do avanço possui uma influência maior no comportamento da energia específica de corte, se comparado à profundidade de usinagem.

Figura 7 - Variação da energia específica de corte com o avanço, segundo AWF 158.



Fonte: Ferraresi (1970).

Shaw, citado por Diniz, Marcondes e Coppini (2000), explica esse comportamento da energia específica através do processo de formação de cavaco. 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 de cavaco. A força consumida para 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 proporcionalmente menor e u diminui.

Espessura de corte

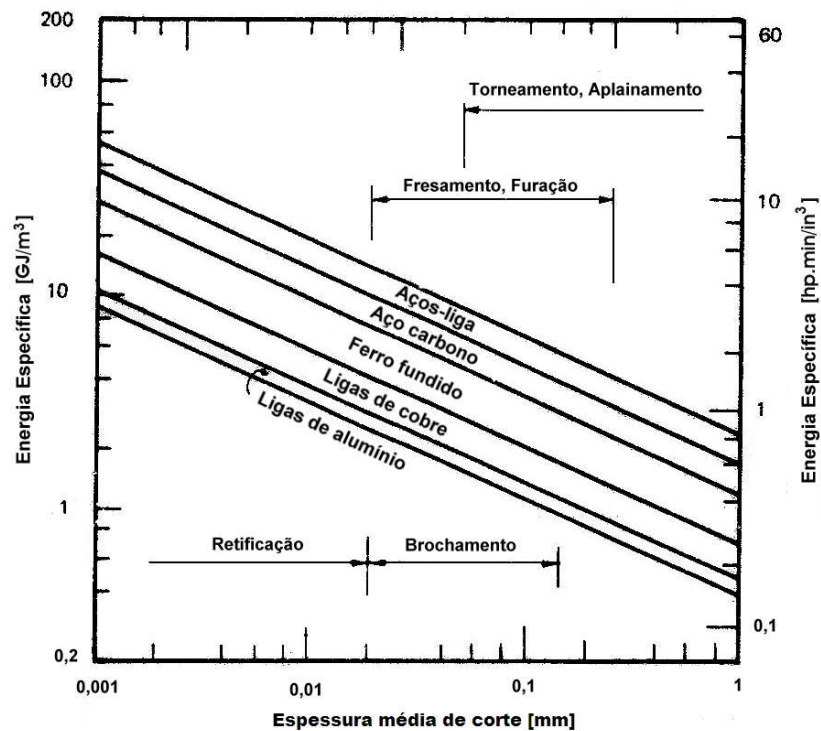
Segundo Shaw (1995), a energia específica de corte varia inversamente proporcional à espessura de cavaco não deformado. Para valores práticos de espessura de cavaco não deformado ($h > 25 \mu\text{m}$), determinou-se experimentalmente que a energia específica é inversamente proporcional à espessura de corte h no corte de metais, tal como é apresentado pela Eq. 4:

$$u = \frac{1}{h^n} \quad (4)$$

onde o expoente da espessura de corte, no denominador da razão, é adotado em função da operação de corte realizada. A constante n vale 0,2 para operações que utilizam ferramentas de geometria definida, 0,3 para retificação de desbaste e de 0,8 a 1 para retificação de acabamento (SHAW, 1995).

Segundo Boothroyd (1981), a energia específica de corte depende principalmente da dureza do material a ser trabalhado e da espessura média de cavaco não deformado ou espessura média de corte, h_m . A Figura 8 apresenta várias faixas de energia específica de corte em função da operação de corte e da espessura média de corte para diferentes materiais.

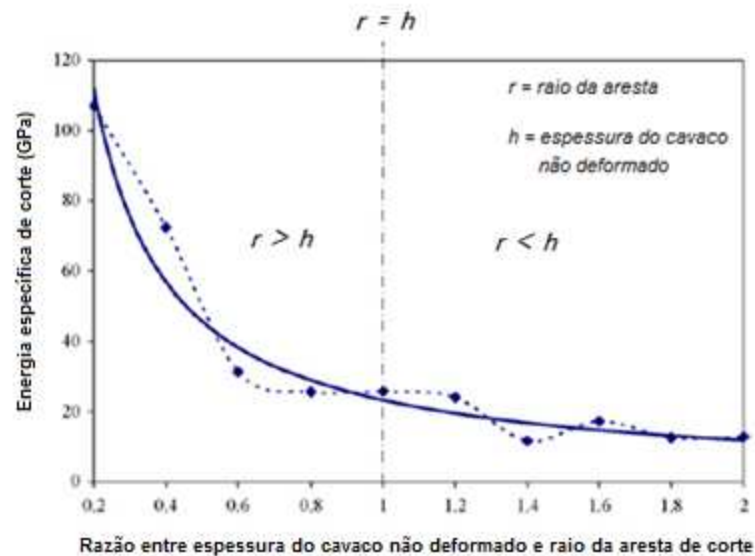
Figura 8 - Energia específica de corte em função da espessura média de corte h_m .



Fonte: Modificado de Boothroyd (1981).

Aramcharoen e Mativenga (2009) realizaram uma operação de microfresamento no aço ferramenta H13 e colheram resultados de energia específica de corte para relações entre espessura de cavaco e raio de aresta da ferramenta variando de 0,2 até 2. A Figura 9 apresenta os resultados obtidos e é possível observar um decréscimo considerável da energia específica de corte com o aumento da espessura de cavaco.

Figura 9 - Energia específica de corte para diferentes relações entre espessura de cavaco não deformado e raio da aresta de corte.

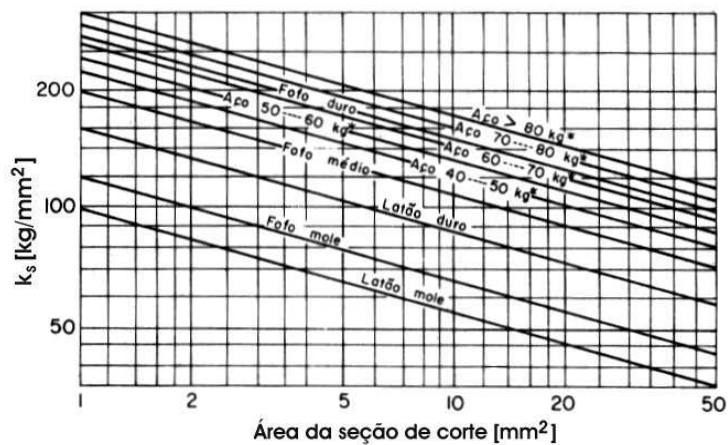


Fonte: Modificado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

Seção de corte

A área de seção de corte é obtida em função do avanço e da profundidade de usinagem, como apresentado na Eq. 2. Portanto, a energia específica de corte diminui com o aumento da área de seção de corte. A Figura 10 apresenta o comportamento da energia específica em função da área de seção de corte, para diferentes materiais.

Figura 10 - Variação da energia específica de corte com a área de corte para diferentes materiais.

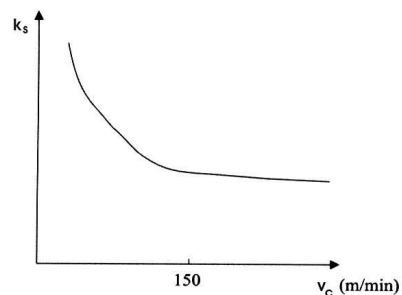


Fonte: Ferraresi (1970).

Velocidade de corte

Diniz, Marcondes e Coppini (2000) explicam que em velocidades de corte usualmente utilizadas, os valores da energia específica de corte tendem a diminuir levemente com o aumento da velocidade de corte. Esse comportamento ocorre devido à diminuição da deformação e da dureza do cavaco, além da diminuição dos coeficientes de atrito envolvidos no corte. A Figura 11 apresenta o comportamento da energia específica de corte com o aumento da velocidade de corte.

Figura 11 - Comportamento da energia específica de corte em função da velocidade de corte.

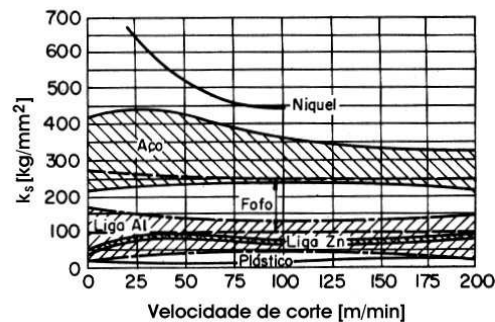


Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2000).

Ainda segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2000), no corte de materiais com velocidades de corte baixas e onde pode haver formação de aresta postiça de corte (APC), a presença de APC tende a diminuir o valor da energia específica de corte, devido ao aumento de ângulo efetivo de saída.

Segundo Ferraresi (1970), na faixa da velocidade de trabalho de vários metais com ferramenta de metal duro, a energia específica de corte diminui com o aumento da velocidade de corte principalmente devido à diminuição do grau de recalque R_c , aumento da temperatura na zona de corte e diminuição do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta. A Figura 12 apresenta este comportamento da energia específica de corte para diferentes materiais.

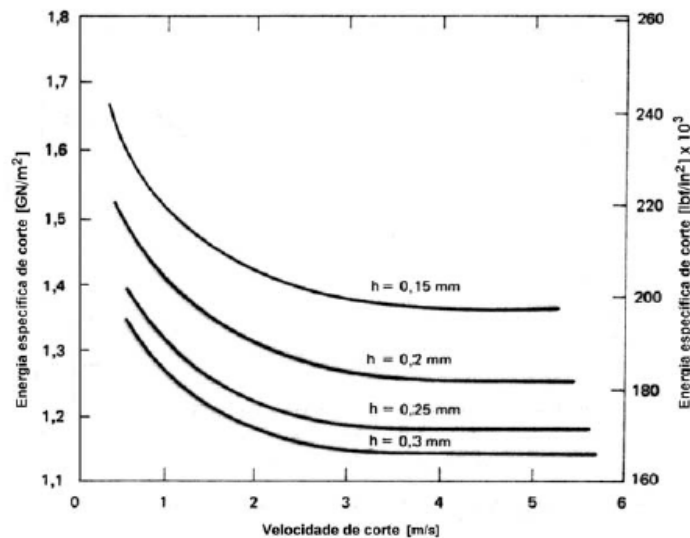
Figura 12 - Variação da energia específica de corte com a velocidade de corte em diferentes materiais.



Fonte: Ferraresi (1970).

Boothroyd (1981) acredita que a energia específica de corte de um dado material pode variar consideravelmente com o aumento da velocidade de corte. Segundo seus estudos, para valores elevados de velocidade de corte, a energia específica de corte tende a se tornar constante, tal comportamento pode ser visualizado na Figura 13.

Figura 13 - Energia específica de corte em função da velocidade de corte para um aço de médio teor de carbono.



Fonte: Modificado de Boothroyd (1981).

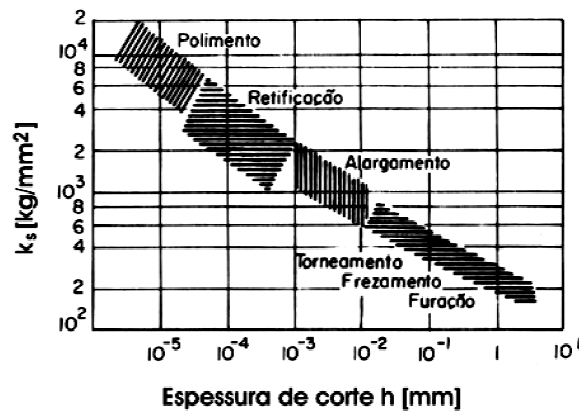
Shaw (1996) ressalta o paradoxo existente quando há um aumento da velocidade de corte em retificação ou em operações de usinagem com ferramentas de geometria definida: o aumento da velocidade de corte pode provocar um aumento na taxa de deformação, o que provoca um aumento de u , em contrapartida, o aumento da velocidade de corte também provoca um amolecimento térmico do material, o que provoca uma diminuição de u . A

sobreposição de um efeito sobre o outro irá determinar o comportamento da energia específica de corte com o aumento da velocidade de corte.

Operações de usinagem

O tipo de operação de usinagem exerce influência na energia específica de corte. De forma geral, qualidades de trabalho mais refinadas apresentam valores de energia específica maiores. Esse fato pode ser relacionado ao uso de menores espessuras de corte (RIGATTI, 2010). A Figura 14 apresenta o comportamento da energia específica de corte em função da espessura de corte e da operação de usinagem.

Figura 14 - Variação da energia específica de corte com a espessura de corte para diferentes operações de usinagem.



Fonte: Ferraresi (1970).

Segundo Kalpakjian (1991), os valores de energia específica de corte em retificação tendem a ser maiores do que os obtidos em operações que utilizam ferramentas com geometria de corte definida. Isto ocorre devido ao desgaste dos grãos abrasivos e à formação de cavacos pequenos e com elevados ângulos de saída negativos. Em operações com ferramentas de geometria definida, a energia específica no corte de um aço comum pode variar desde 2,7 até 9,3 J/mm³. Um aço baixo carbono utilizado em operações de retificação pode ter energia específica de corte variando entre 14 e 68 J/mm³.

Lubrificação e refrigeração

As condições de lubrificação e refrigeração interferem na energia específica de corte modificando as condições de atrito entre o cavaco e a ferramenta. Dessa forma, quanto maior for a penetração do fluido de corte na interface cavaco-ferramenta e o efeito lubrificante do fluido, menor será a energia específica de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2000).

2.2.3 Métodos de Cálculo

A partir de resultados experimentais, alguns pesquisadores propuseram fórmulas analíticas para o cálculo da energia específica de corte. Taylor foi um dos primeiros pesquisadores a propor modelos para o cálculo de energia e, através de estudos com alguns materiais, desenvolveu os seguintes equacionamentos:

$$u = \frac{88}{f^{0,25} \cdot a_p^{0,07}} \quad \text{para fofo cinzento} \quad (5)$$

$$u = \frac{138}{f^{0,25} \cdot a_p^{0,07}} \quad \text{para fofo branco} \quad (6)$$

$$u = \frac{200}{f^{0,07}} \quad \text{para aço semidoce} \quad (7)$$

onde f é o avanço e a_p a profundidade de usinagem (FERRARESI, 1970).

A ASME - *American Society of Mechanical Engineers* - apresenta tabelas de velocidade de corte e potência de corte para diferentes materiais e diferentes ferramentas. A partir destes dados, desenvolveu a Eq. 8 para o cálculo da energia específica de corte:

$$u = \frac{C_a}{f^n} \quad (8)$$

onde C_a é uma constante do material, obtida para diferentes materiais utilizando ferramentas de aço rápido com determinadas características geométricas, f é o avanço e n é uma constante com valor 0,2 para aços e 0,3 para ferro fundido (FERRARESI, 1970).

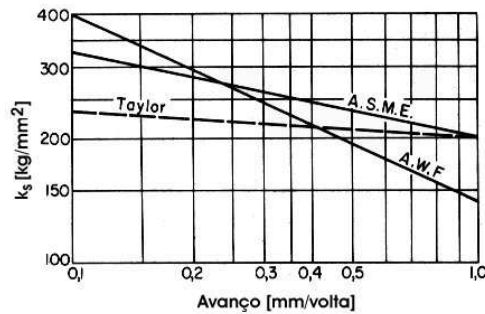
A AWF - Associação de Produção Econômica da Alemanha - apresenta uma tabela para o valor da energia específica de corte para diferentes materiais. Esses valores podem ser obtidos a partir da Eq. 9:

$$u = \frac{C_w}{f^{0,477}} \quad (9)$$

onde C_w é uma constante do material e f é o avanço (FERRARESI, 1970).

A Figura 15 apresenta uma comparação entre os valores de energia específica de corte obtida através do equacionamento de Taylor, da ASME e da AWF, para diferentes valores de avanço. A diferença entre as inclinações das retas se deve à diferença entre os expoentes de f nas equações (FERRARESI, 1970).

Figura 15 - Energia específica de corte em função do avanço segundo diferentes pesquisadores.



Fonte: Ferraresi (1970).

Hucks, a partir da teoria da plasticidade e de ensaios experimentais, chegou à Eq. 10:

$$u = \tau_r \left(\frac{1}{\sqrt{t g^2 \left[90^\circ + 2\gamma - 2 \left(\text{arc cotg} \frac{R_c - \text{sen}\gamma}{\text{cos}\gamma} \right) \right]} + 1} + \frac{R_c - \text{sen}\gamma}{\text{cos}\gamma} \right) \quad (10)$$

onde τ_r é a tensão de cisalhamento na ruptura do material (FERRARESI, 1970).

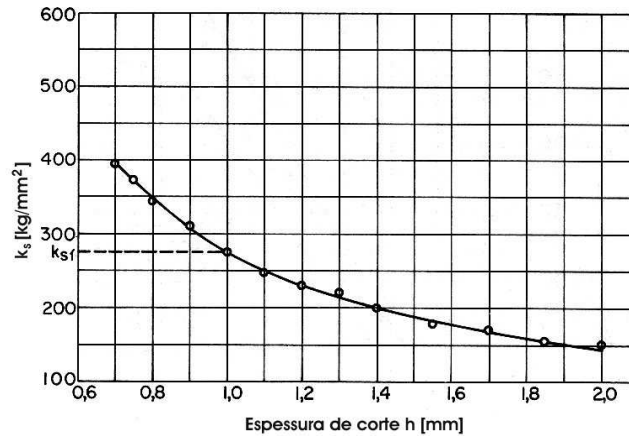
Kronenberg, a partir de ensaios experimentais de diferentes pesquisadores, propôs a Eq. 11:

$$u = \frac{C}{f^{ps} \cdot a_p^{qs}} = \frac{C_{ks} \left(\frac{G}{s} \right)^{gs}}{s f^s} \quad (11)$$

onde $G = a_p/f$ é conhecido como índice de esbeltez, s é a área de seção de corte e C , C_{ks} , ps , qs , gs e fs são constantes dependentes do material da peça e da ferramenta (FERRARESI, 1970).

Kienzle apresentou em 1951 uma formulação simples e precisa para a determinação da energia específica de corte. Através de testes práticos, é possível levantar a representação gráfica da energia específica para um determinado par peça-ferramenta, como na Figura 16. A partir dessa representação, obteve-se a Eq. 13, que apresenta sua formulação e utiliza a espessura de corte como principal variável:

Figura 16 - Variação da energia específica em função da espessura de corte h .



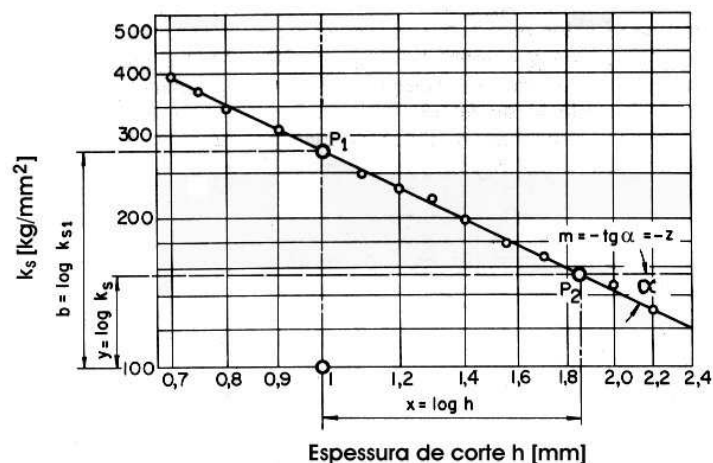
Fonte: Ferraresi (1970).

$$\log k_s = \log k_{s1} - z \cdot \log h \quad (12)$$

$$k_s = \frac{k_{s1}}{h^z} \quad (13)$$

onde k_{s1} é uma constante do material para uma seção de corte de 1 mm² e z é o coeficiente angular da reta, que pode ser obtido empregando escalas logarítmicas no gráfico da Figura 16. Esse procedimento é apresentado na Figura 17 (FERRARESI, 1970).

Figura 17 - Energia específica em função da espessura de corte h em escala dilogarítmica.



Fonte: Ferraresi (1970).

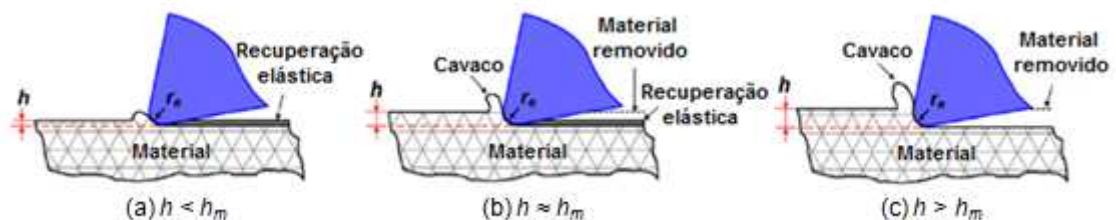
2.3 Efeito de Escala

Segundo Dornfeld, Min e Takeuchi (2006), existem dois enfoques sobre os quais o efeito de escala pode ser analisado: quando a espessura do cavaco não deformado está na mesma ordem de grandeza do raio de aresta da ferramenta e quando os defeitos cristalinos do material tem influência nos mecanismos de corte.

2.3.1 Influência do Raio de Aresta

Em microusinagem, a taxa de remoção do material é menor em relação à usinagem convencional. Ao contrário do que se espera na usinagem convencional em macroescala, na microusinagem a espessura do cavaco não deformado pode ser comparada à dimensão do raio da aresta de corte (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009; DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006). Dessa forma, a relação entre a espessura do cavaco não deformado e o raio da aresta de corte exerce influência direta na formação de cavaco na microusinagem, gerando o efeito de escala. A Figura 18 apresenta a influência do efeito de escala no mecanismo de formação de cavaco para diferentes espessuras de cavaco não deformado.

Figura 18 - Formação do cavaco para diferentes espessuras de cavaco não deformado.



Fonte: Modificado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

Com o estudo do efeito de escala, surge o conceito de espessura mínima de cavaco (h_{min}), segundo o qual o cavaco não irá se formar a menos que a espessura do cavaco não deformado (h) seja maior que h_{min} . Quando a espessura do cavaco não deformado é menor que h_{min} , Figura 18 (a), ocorre apenas deformação e não há remoção de material. À medida que a espessura do cavaco não deformado se aproxima do valor de h_{min} , Figura 18 (b), pequenos cavacos são formados a partir do cisalhamento de parte do material e na porção restante do material ainda há uma parcela de deformação ocorrendo. Finalmente, quando a espessura do cavaco não deformado é maior que h_{min} , Figura 18 (c), o material é totalmente

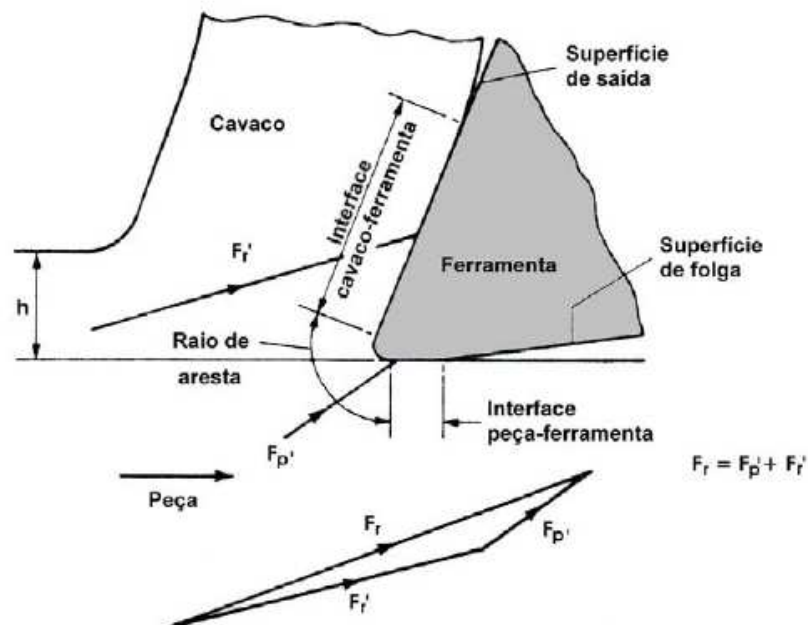
cisalhado e toda a espessura do cavaco não deformado é retirada, formando o cavaco completamente (ARAMCHAROEN; MATIVENGA, 2009; CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

Vogler, Devor e Kapoor (2004) estimaram que a formação do cavaco em materiais com estrutura perlítica e ferrítica se inicia quando o valor de h_{\min} varia entre 20 a 30% do valor do raio de aresta da ferramenta utilizada.

Lai *et al.* (2008) determinou o raio de aresta de uma microfresa de duas arestas com 0,1 mm de diâmetro através de microscopia eletrônica de varredura, encontrando o valor de 2 μm . Utilizando o valor do raio de aresta em alguns modelos baseados na técnica de elementos finitos determinou que a espessura mínima do cavaco durante a usinagem de cobre deve ser aproximadamente 25% do valor do raio de aresta.

Segundo Boothroyd (1981), a força resultante no processo de usinagem é distribuída nas áreas da ferramenta que possuem contato com o cavaco e o material. Nenhuma ferramenta é perfeitamente afiada, como é apresentado na Figura 19, portanto, toda ferramenta apresenta um pequeno raio de aresta que liga a superfície de saída e a superfície de folga. Durante o processo de usinagem, a força responsável apenas pela deformação do material age diretamente sobre o arredondamento da aresta de corte, essa força é denominada força *plowing* ou força de deformação.

Figura 19 - Regiões de contato entre a ferramenta e a peça, onde F_r é a força resultante, F_r' é a força requerida para a remoção do cavaco e F_p' é a força de deformação.



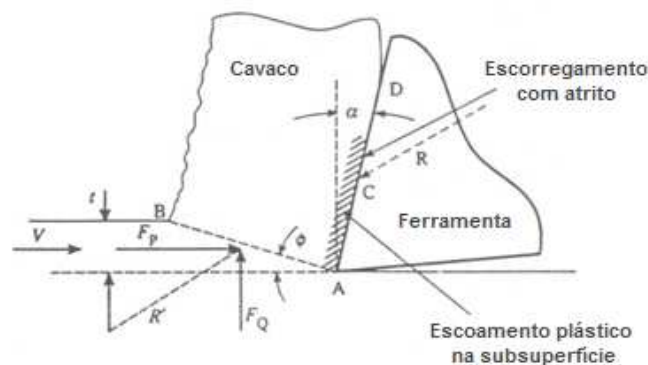
Fonte: Modificado de Boothroyd (1981).

Em operações de usinagem com grandes valores de espessura de cavaco não deformado, Figura 18 (c), a força *plowing* que age no arredondamento da aresta de corte da ferramenta tem uma magnitude pequena em relação à força de corte total. Nos processos de microusinagem, onde a espessura de cavaco não deformado é essencialmente menor, Figura 18 (b), a força *plowing* é proporcionalmente grande em relação à força de corte total e não pode ser negligenciada. Dessa forma, ocorre um aumento substancial da energia específica de corte, com o acréscimo da parcela referente à força *plowing*, usualmente negligenciada na usinagem em macro escala. Assim, o aumento da energia específica de corte ocorre devido às grandes razões entre o raio de aresta da ferramenta e a espessura de corte (BOOTHROYD, 1981; RODRIGUES, 2005).

2.3.2 Influência dos Defeitos Cristalinos do Material

A Figura 20 apresenta um modelo bidimensional do processo de corte, no qual uma ferramenta afiada produz uma nova superfície plana. Não há deformação do material a ser usinado até que o material atinja o plano de cisalhamento A-B. O material é abruptamente cisalhado quando atinge o plano A-B e começa a formação do cavaco. A superfície do cavaco é submetida à alta pressão e, portanto, alta resistência ao atrito. Isso resulta em escoamento plástico secundário na subsuperfície, estendendo-se em parte do contato cavaco-ferramenta (A-C), seguido de escorregamento com atrito de C até D. Cerca de $\frac{3}{4}$ da energia total requerida no processo de usinagem é associada ao cisalhamento ao longo de A-B e a energia restante é associada ao cisalhamento e escorregamento ao longo de A-D. Essencialmente toda energia consumida na usinagem se converte em calor (SHAW, 1995).

Figura 20 - Modelo básico do corte ortogonal, após Merchant 1945.

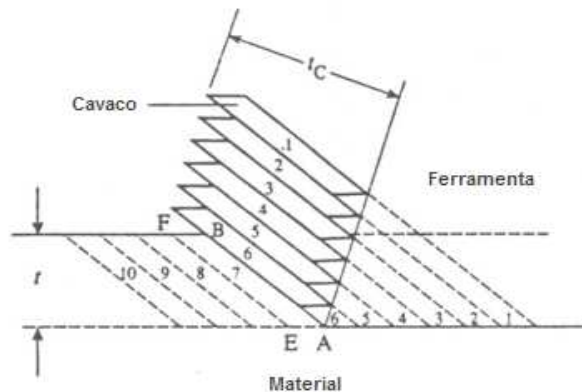


Fonte: Modificado de Shaw (1995).

Um modelo da ação do corte pode ser visualizado na Figura 21. Nem todos os planos atômicos são planos ativos de cisalhamento, apenas os associados a algum defeito

estrutural (partículas de segunda fase, lacunas, impurezas, contorno de grão, etc.). Isso dá início a um processo que se assemelha a um deslizamento sequencial de cartas, sendo que a espessura da carta depende do espaçamento das imperfeições. Se os defeitos estruturais forem amplamente espaçados, a superfície livre do cavaco irá ter a aparência de dentes de serra (SHAW, 1995).

Figura 21 - Modelo de “cartas” para o corte, após Piispanen 1937.



Fonte: Modificado de Shaw (1995).

Cada “carta” da Figura 21 é produzida por uma tensão de fratura que se estende de A até E e um cisalhamento de fratura de E até F (SHAW, 1995). Assim, a formação do cavaco está diretamente ligada à presença de algum defeito estrutural na porção do material a ser usinado.

Como a tensão de cisalhamento e a deformação na usinagem são extraordinariamente altas durante o processo de corte, microtrincas descontínuas começam a se formar no plano de cisalhamento primário. Se o material for frágil, ou a tensão de compressão no plano de cisalhamento for relativamente baixa, as microtrincas irão se transformar em trincas, dando origem a formação de cavaco descontínuo (JACKSON, 2008). Quando microtrincas se formam no plano de cisalhamento, elas se juntam como produtos da deformação, dessa forma somam-se ao transporte de discordâncias para contribuir para o deslizamento total do plano de cisalhamento, favorecendo a formação do cavaco (JACKSON, 2008).

Segundo Jackson (2008), o aumento substancial na energia específica requerida na usinagem com o decréscimo da espessura do cavaco não deformado ocorre devido ao fato de todos os metais terem defeitos tais como contornos de grão, lacunas e átomos de soluto, e quando a dimensão do material removido diminui, diminui-se a probabilidade de encontrar um defeito que favoreça a fratura e cisalhamento do material.

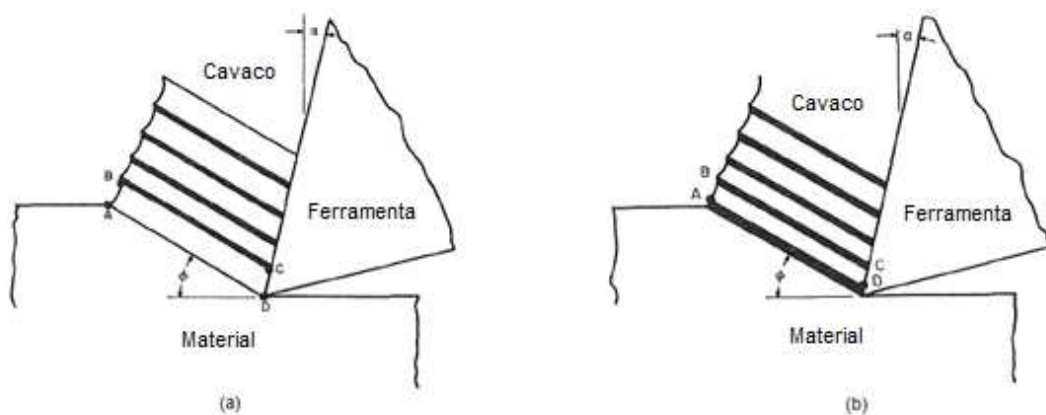
Estudos em retificação mostram que os valores de energia específica de corte são maiores do que os encontrados em qualquer outra operação de usinagem. Além disso, energia específica de corte maior foi encontrada quando os parâmetros de corte foram ajustados para reduzir a espessura de cavaco não deformado, sendo que nas condições onde se trabalhou com a menor espessura de cavaco não deformado, encontrou-se a maior energia específica de corte (MALKIN, 1989).

Para tentar explicar esses resultados um novo enfoque na teoria do efeito de escala foi proposto. Atribuiu-se o aparente aumento da tensão de escoamento com a diminuição da espessura de cavaco não deformado a uma grande probabilidade de cisalhar pequenos volumes de metal livre de discordâncias. Entretanto, a aplicação da teoria de discordâncias prediz altas densidades de discordâncias na zona de cisalhamento, o que coloca em dúvida esse novo enfoque da teoria do efeito de escala (MALKIN, 1989).

2.3.2.1 Teoria das discordâncias e encruamento

Turkovich (1970) desenvolveu estudos sobre a tensão de cisalhamento em usinagem considerando o processo de deformação plástica do ponto de vista da teoria das discordâncias. Segundo seus estudos, a densidade de discordâncias seria dada pela razão entre o comprimento total de discordâncias e o volume de material analisado. A partir da deformação e cisalhamento durante a formação do cavaco, a densidade de discordâncias abaixo do plano de cisalhamento aumentaria para valores acima da densidade média presente no restante do material, formando padrões típicos, como células, o que é apresentado na Figura 22.

Figura 22 - Processo de formação de cavaco associado à teoria das discordâncias.



Fonte: Modificado de Turkovich (1970).

Em uma primeira fase do processo de formação do cavaco, uma camada fina (ABCD), Figura 22 (a), é submetida a uma carga de compressão e cisalhamento. Com o aumento da tensão no plano AD, discordâncias são criadas em grande número. Na segunda fase do processo ilustrado, Figura 22 (b), o encruamento da camada ABCD provoca um aumento da tensão de cisalhamento no plano AD, e a concentração de tensão nos pontos A e D é suficiente para formar novas discordâncias. Algumas dessas discordâncias criadas começam a se propagar em AD e interagem com as discordâncias já existentes em determinados planos cristalinos, aumentando a densidade de discordâncias na zona de cisalhamento e favorecendo o deslizamento do cavaco (TURKOVICH, 1970).

A determinação da densidade de discordâncias em uma determinada porção do material dá-se principalmente por métodos que envolvem microscopia eletrônica de transmissão, o que torna o processo mais lento e trabalhoso. Entretanto, estudos auxiliares, envolvendo técnicas de difração de raio-x e determinação do encruamento do material após a deformação, podem ser desenvolvidos para indicar um provável aumento da densidade de discordâncias. Dessa forma, esses estudos podem atuar como um primeiro indicativo de que ocorra o aumento da densidade de discordâncias na porção de material analisada, o que deveria ser comprovado por uma análise de microscopia eletrônica de transmissão.

Os processos de deformação e encruamento do material estão diretamente ligados à movimentação de discordâncias na sua rede cristalina. Van Vlack (1970) acredita que quando um determinado material é submetido a um processo de deformação, o movimento de discordâncias ao longo dos planos de escorregamento e a distorção dos planos resultantes das deformações dos grãos adjacentes tornam a estrutura cristalina regular, que estava inicialmente presente, em uma estrutura desordenada. Assim, o escorregamento de novos planos é dificultado e o material é endurecido.

Segundo Callister (2006), o encruamento é o fenômeno em que um metal dúctil se torna mais duro e mais resistente quando submetido a uma deformação plástica. Para Callister (2006) o encruamento pode ser explicado com base em interações entre as discordâncias e os campos de deformação das discordâncias: a densidade de discordâncias em um metal aumenta com a deformação ou o encruamento, devido à multiplicação das discordâncias ou à formação de novas discordâncias. Assim, a média de separação das discordâncias diminui e o movimento de uma discordância é dificultado pela presença de outras discordâncias. Dessa forma, a tensão necessária para deformar o material aumenta. O aumento na dureza do material tem influência direta no decréscimo de sua ductilidade.

Dieter (1981) também acredita que a densidade de discordâncias aumente com o encruamento do material. Segundo Dieter (1981), o encruamento é causado pela interação entre as discordâncias entre si e com barreiras que impedem seu movimento através de uma rede cristalina, e o número de discordâncias em um cristal aumenta com a deformação,

para um número superior ao encontrado no material recozido. Esse aumento do número de discordâncias pode ocorrer devido ao deslizamento cruzado múltiplo. Nos primeiros estágios de deformação plástica, o deslizamento se dá essencialmente nos planos primários de deslizamento e as discordâncias formam arranjos coplanares. Com a continuação da deformação, começa a ocorrer o deslizamento cruzado e os processos de multiplicação de discordâncias começam a ser ativados. A estrutura de trabalho do material forma regiões de alta densidade de discordâncias. Portanto, a estrutura característica de materiais submetidos ao encruamento é uma estrutura celular na qual as paredes das células são formadas por emaranhados de alta densidade de discordâncias.

Assim, a teoria das discordâncias aplicada no processo de formação de cavaco vai de encontro às explicações sobre a influência dos defeitos cristalinos do material na definição do efeito de escala. Ao longo dos anos alguns estudos foram realizados e o possível aumento da densidade de discordâncias na zona de cisalhamento ainda é um fator a ser explorado.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

As informações sobre os trabalhos experimentais realizados para obtenção da caracterização microestrutural do material, microdureza, força de usinagem, energia específica de corte, formação de cavaco e rugosidade da peça são descritas a seguir. Este capítulo apresenta o planejamento experimental, banco de ensaios, especificações do corpo de prova, ferramentas de corte e o procedimento experimental para obtenção dos resultados a serem apresentados posteriormente.

3.1 Planejamento Experimental

O ensaio estabelecido para a usinagem das peças foi o fresamento de topo em um centro de usinagem vertical CNC, sem aplicação de fluido lubrificante-refrigerante. Os parâmetros de corte adotados como variáveis de entrada foram o avanço por dente (f_z) e a profundidade de usinagem (a_p). A velocidade de corte (v_c) foi mantida constante em todos os ensaios de usinagem em 60 m/min, em função da combinação entre a máxima rotação do centro de usinagem e os diâmetros das fresas utilizadas, e a largura de usinagem (a_e) foi adotada como o valor do diâmetro da fresa utilizada no ensaio ($a_e = d_f$), simulando um processo de usinagem de cavidades e canais em moldes e matrizes.

Foram empregadas duas fresas de topo inteiriças de metal duro, revestidas de TiAlN, com diâmetros (d_f) 0,8 e 2,0 mm, caracterizando a transição entre microfresamento e macrofresamento. A escolha das variáveis de entrada e das fresas foi realizada a fim de investigar como as condições de usinagem influenciam a energia específica de corte e a microdureza na superfície abaixo da camada usinada, visando caracterizar o efeito de escala. Análises do processo de formação de cavaco e rugosidade do canal fresado foram realizadas para contribuir com os resultados principais. Dessa forma, a Tabela 3 apresenta os fatores de controle ou variáveis de entrada (parâmetros de corte) e o respectivo número de variações (níveis).

Tabela 3 - Variáveis de entrada e os níveis adotados nos ensaios de usinagem.

Parâmetros de Corte	Microfresamento / Microescala ($d_f = 0,8$ mm)					Macrofresamento / Macroescala ($d_f = 2,0$ mm)				
	Níveis	Condições de Usinagem				Níveis	Condições de Usinagem			
		C1	C2	C3	C4		C1	C2	C3	C4
f_z [mm/z]	0,005 / 0,01	0,005	0,01	0,005	0,01*	0,01 / 0,02	0,01*	0,02	0,01	0,02
a_p [mm]	0,08 / 0,16	0,08	0,08	0,16	0,16*	0,16 / 0,32	0,16*	0,16	0,32	0,32

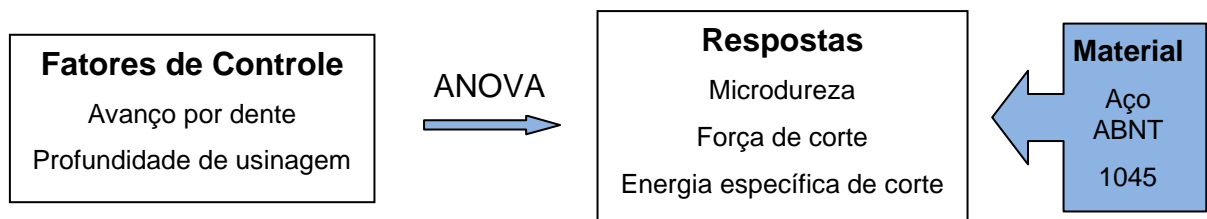
* Avanço e profundidade de usinagem adotados como máximo para microfresamento e mínimo para macrofresamento.

Fonte: Dados da pesquisa do autor.

As condições de usinagem foram determinadas a fim de explorar o melhor desempenho das ferramentas e favorecer o encruamento do material da peça escolhido. Assim, pode-se potencializar alguns resultados para gerarem diferenças significativas nas variáveis de resposta.

Além da influência de cada condição de usinagem, buscou-se avaliar a influência de cada variável de entrada isoladamente. Cada condição de usinagem, apresentada na Tabela 3, foi repetida três vezes e aplicada em corpos de prova de Aço ABNT 1045, o qual possui grande aplicabilidade na produção de moldes e matrizes para injeção de plástico. A Figura 23 apresenta de maneira esquemática os fatores de controle aplicados ao material ensaiado e as respostas alvo da pesquisa. A análise de resultados foi realizada utilizando o Método da Análise de Variância (ANOVA), com nível de significância de 5%, visando verificar se existe diferenças significativas entre as médias dos resultados obtidos e se os fatores de controle exercem influência em alguma variável de resposta.

Figura 23 - Fatores de controle e respostas alvo da pesquisa.

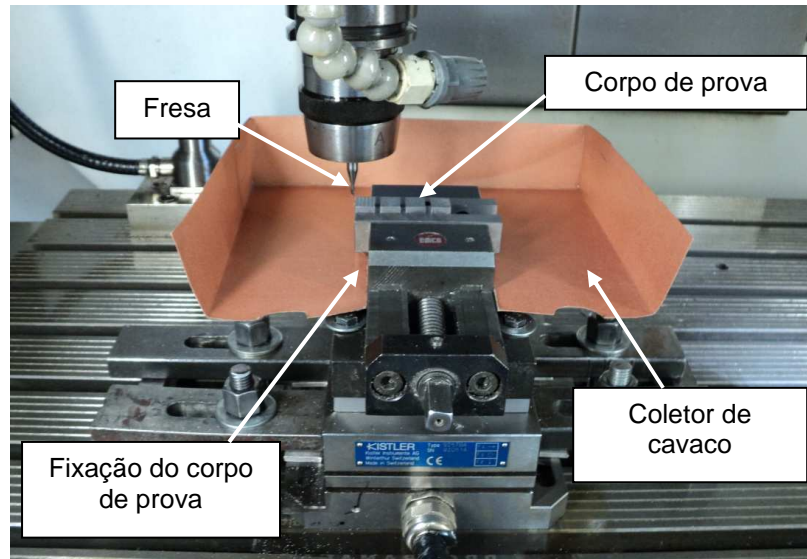


Fonte: Elaboração do próprio autor.

3.2 Banco de Ensaios

Todos os ensaios de usinagem foram realizados em um centro de usinagem vertical CNC marca Hermle, modelo C800U, com rotação máxima de 24.000 rpm e potência de 18 kW. A Figura 24 apresenta os detalhes dos ensaios de usinagem.

Figura 24 - Fixação do corpo de prova no centro de usinagem CNC.



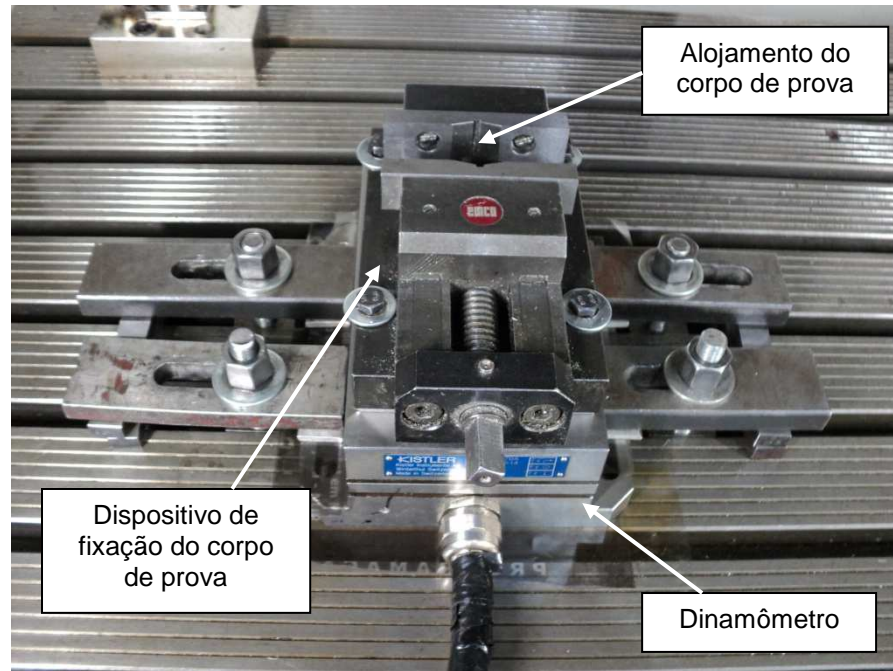
Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para aquisição dos dados de força, foram utilizados dois dinamômetros, para respeitar as escalas de usinagem. Para o microfresamento, utilizou-se um dinamômetro piezométrico 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 de 4 kHz, rigidez de 250 N/ μm e um amplificador de carga de 3 canais, marca Kistler, modelo 5233A. Para o macrofresamento utilizou-se um dinamômetro piezométrico 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/ μm 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 USB de aquisição de dados, marca National Instruments, modelo USB-6216.

Os dinamômetros foram fixados na mesa da máquina-ferramenta por meio de grampos e foram conectados ao amplificador de carga, à placa de aquisição e à placa mãe de um notebook munido do software Labview 7.1. A Figura 25 apresenta os detalhes do sistema de fixação de um dos dinamômetros no centro de usinagem CNC e do corpo de prova no dinamômetro.

Figura 25 - Fixação do dinamômetro no centro de usinagem CNC.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A caracterização microestrutural do material foi realizada utilizando um microscópio óptico da marca Carl Zeiss Jena, modelo Neophot 21, pertencente ao Laboratório de Microscopia Óptica do Departamento de Engenharia Mecânica (DEM), Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira (FEIS/UNESP).

As medições de microdureza foram realizadas empregando-se um ultramicrodurômetro da marca Shimadzu, modelo DUH-21, pertencente ao Laboratório de Microscopia Óptica do Departamento de Engenharia Mecânica (DEM), Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira (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 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 mecânico Taylor Hobson Form Talysurf 50 Intra, pertencente ao Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação (OPF) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo – USP.

3.3 Corpos de Prova

Os corpos de prova foram obtidos a partir de uma barra de seção quadrada de 2", de um aço ABNT 1045 trefilado ($93,25 \pm 1,10$ HRB), cuja composição química nominal é mostrada na Tabela 4.

Tabela 4 - Composição química do aço ABNT 1045 utilizado nos ensaios de usinagem (% em peso).

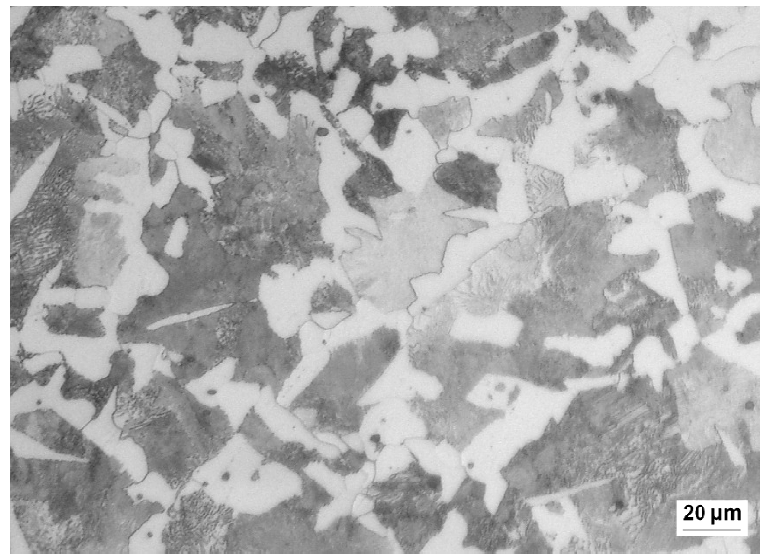
C	Mn	Si	P	S
0,460	0,720	0,240	0,023	0,018

Fonte: Dados da pesquisa do autor.

A Figura 26 apresenta a microestrutura do material na condição "como recebido". É possível observar que o aço possui uma microestrutura composta por ferrita e perlita nas cores clara e escura, respectivamente, com contornos de grão bem definidos, incluindo nas interfaces ferrita-ferrita. A morfologia dos grãos de ferrita e das colônias de perlita pode ser classificada como poligonal ou equiaxial, com pouca ocorrência de microconstituintes sensivelmente alongados e irregulares.

A determinação do tamanho médio de grão foi feita com base na norma ASTM E112-96. Levando-se em consideração a existência de duas fases no material "como recebido", optou-se por utilizar o Método do Intercepto Linear, no qual o tamanho médio de grão é determinado pelo número de grãos por unidade de área da fase na matriz. Foram realizadas cinco medidas de tamanho médio de grão para cada material e a análise estatística foi feita com base na mesma norma, considerando uma confiabilidade de 95%. A ferrita possui tamanho de grão médio de $12,54 \pm 0,4$ μm e a perlita de $42,79 \pm 0,92$ μm .

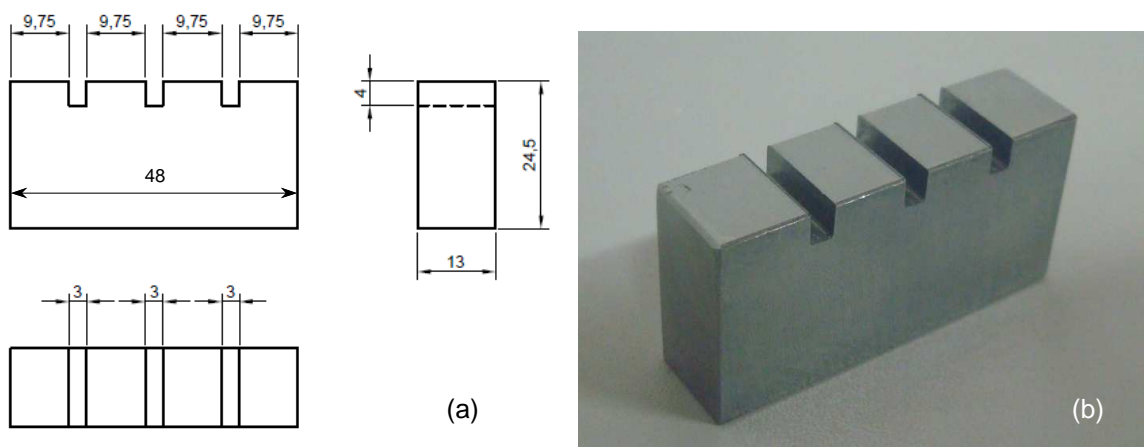
Figura 26 - Fotomicrografia do aço ABNT 1045 para caracterização microestrutural do material da peça.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Todos os corpos de prova possuem dimensões de 13 x 24,5 x 48 mm. A superfície de ensaio desses corpos de prova foi dividida em quatro áreas menores separadas por canais de 3 mm de largura por 4 mm de profundidade, para alocar cada uma, uma condição de usinagem distinta. Assim, cada corpo de prova possibilitou realizar a usinagem de uma réplica da matriz experimental, totalizando as quatro condições de usinagem adotadas para cada escala de usinagem. A Figura 27 apresenta o desenho da geometria dos corpos de prova e uma imagem de um exemplar de corpo de prova real utilizado nos ensaios de usinagem.

Figura 27 - (a) Desenho técnico dos corpos de prova e (b) exemplar usado nos ensaios de usinagem.



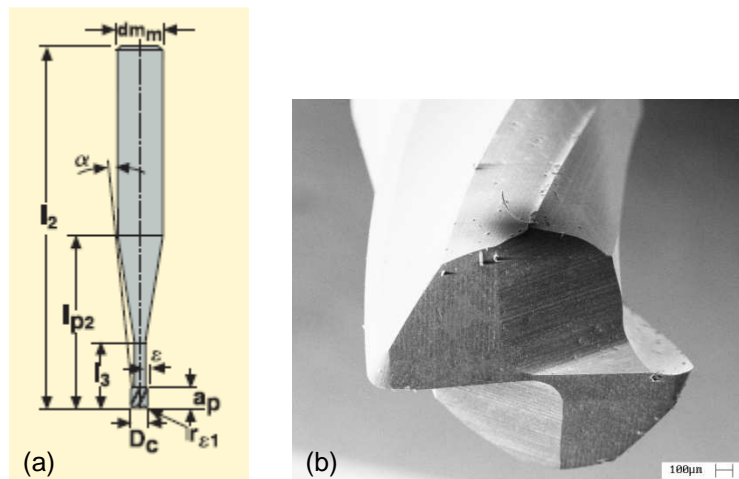
Fonte: Elaboração do próprio autor.

3.4 Ferramentas de Corte

A transição entre microfresamento e macrofresamento foi explorada visando identificar o efeito de escala na microusinagem. Foram selecionadas duas fresas da Seco Tools, tendo como base as definições de micro e macroferramentas abordados na revisão da literatura apresentada anteriormente. As ferramentas adotadas para a realização dos ensaios são fresas de topo inteiriças de metal duro, com duas arestas de corte e revestimento de TiAlN.

Para as condições que caracterizam o microfresamento, foi selecionada a microfresa de código 920ML008-MEGA-T que possui diâmetro de 0,8 mm e valores máximos para avanço por dente de 0,0104 mm e profundidade de usinagem de 0,160 mm. Para as condições que caracterizam o macrofresamento, foi selecionada a fresa de código 920ML020-MEGA-T que possui diâmetro de 2,0 mm e valores máximos para avanço por dente de 0,0260 mm e profundidade de usinagem de 0,400 mm. A Figura 28 apresenta uma ilustração do modelo das ferramentas utilizadas nos ensaios de usinagem e uma imagem de MEV para caracterização das arestas. A Tabela 5 apresenta as informações referentes à geometria das ferramentas, representadas pela Figura 28 (a).

Figura 28 - (a) Ilustração cotada da ferramenta e (b) MEV das arestas das fresas utilizadas nos ensaios de fresamento.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Tabela 5 - Dimensões das ferramentas utilizadas nos ensaios de usinagem.

Código	Dimensões em mm								α
	D_c	dm_m	l_2	l_3	l_{p2}	a_p	ϵ	$r_{\epsilon 1}$	
920ML008-MEGA-T	0,8	6	50	2,5	17,3	1,2	0,025	0,05	9°
920ML020-MEGA-T	2	6	50	6	14,3	2,2	0,05	0,15	8,5°

Fonte: Dados da pesquisa do autor.

3.5 Procedimento Experimental

Os procedimentos adotados para obtenção dos resultados serão apresentados a seguir. Eles estão divididos em ensaios de usinagem e aquisição dos sinais de força, forças de usinagem e energia específica de corte, e microdureza.

3.5.1 Ensaios de Usinagem e Aquisição dos Sinais de Força

O movimento de corte nos ensaios de usinagem seguiu a trajetória linear (no plano xy) da ferramenta em relação à peça. Desse modo, uma rotina CNC foi desenvolvida para que a ferramenta usinasse cada uma das quatro áreas dos corpos de prova com uma condição de usinagem. Para as condições em que se empregou a ferramenta de 0,8 mm de diâmetro, caracterizando o microfresamento, foram realizados um total de 12 passes e para as condições em que se empregou a ferramenta de 2,0 mm de diâmetro, caracterizando o macrofresamento, foram realizados um total de 5 passes por área do corpo de prova. Com as repetições dos ensaios para análise estatística, foram realizadas três réplicas para cada escala de usinagem, sendo que cada réplica possui as quatro condições de usinagem da matriz experimental.

Os ensaios ocorreram com o monitoramento do comportamento da peça e da ferramenta, tomando os cuidados necessários para uma boa fixação da peça no dispositivo de fixação, além de um controle dos possíveis desgastes e formação de aresta postiça de corte (APC) que cada ferramenta poderia apresentar. O desgaste da ferramenta foi monitorado ao final de cada réplica através da análise das arestas de corte da fresa por microscopia óptica (MO), microscopia eletrônica de varredura (MEV) e microanálise química quantitativa (EDS) dos cavacos obtidos e da superfície usinada. Não houve nenhum resultado comprovando desgaste das fresas utilizadas em todos os ensaios. Também não houve qualquer indício de formação de APC.

Todos os ensaios foram realizados com corte em cheio ($a_e = d_f$) e velocidade de corte de 60 m/min. Para as condições de usinagem empregando a fresa de 0,8 mm de diâmetro, foi necessária uma rotação de 23874 rpm para atingir essa velocidade. A partir desta rotação, foi possível determinar a frequência de aquisição empregada na captura dos sinais de força. Considerando que a fresa possui duas arestas de corte, o ensaio gerou uma frequência de corte de aproximadamente 796 Hz. Dessa forma, a frequência mínima que deveria ser empregada na aquisição dos sinais seria de 1592 Hz, a fim de evitar o fenômeno de *Aliasing*. Para uma maior discretização dos sinais, adotou-se uma frequência de aquisição de 30 kHz.

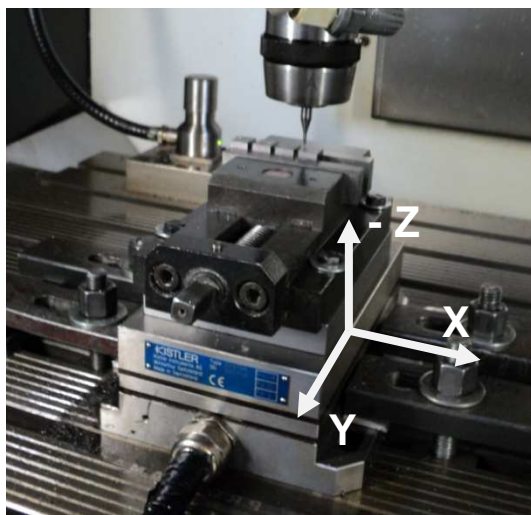
Para as condições de usinagem empregando a fresa de 2,0 mm de diâmetro, foi necessária uma rotação de 9549 rpm. Considerando que a fresa também possui duas arestas de corte, o ensaio gerou um frequência de corte de aproximadamente 318 Hz. Dessa forma, a frequência mínima que deveria ser empregada na aquisição dos sinais seria de 637 Hz. Para uma maior garantia, adotou-se uma frequência de aquisição de 3 kHz.

Segundo Rigatti (2010), o uso da frequência de aquisição no mínimo duas vezes maior que a frequência de excitação do sistema evita a ocorrência do fenômeno denominado *Aliasing*, que consiste na aquisição de um sinal distorcido que não corresponde ao sinal esperado.

3.5.2 Forças de Usinagem e Energia Específica de Corte

Com o auxílio de todo o sistema de aquisição, o notebook munido do programa Labview forneceu um arquivo em txt com três colunas, sendo a primeira referente aos dados do sinal obtido pelo eixo x do dinamômetro, a segunda referente aos dados do eixo y e a terceira aos dados do eixo z. A Figura 29 apresenta o sistema de coordenadas do dinamômetro durante os ensaios de usinagem. O mesmo sistema de coordenadas foi utilizado durante todos os ensaios, para os dois dinamômetros empregados.

Figura 29 - Sistema de coordenadas do dinamômetro utilizado durante os ensaios de usinagem.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Com o sinal de força adquirido, pode-se fazer um estudo da força de apoio (eixo x), avanço (eixo y) e passiva (eixo z). As forças de apoio e avanço compõem a força de corte e contribuem para a remoção do material. A força passiva é responsável pela deformação da

ferramenta e precisão dimensional da superfície usinada. A composição das três forças fornece a força de usinagem.

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).

Os ensaios para avaliação da influência do raio de aresta no efeito de escala, cujos resultados encontram-se no item 4.3, seguiram o mesmo rito para o estudo do efeito dos parâmetros de corte e condições de usinagem no efeito de escala. A única diferença residiu no emprego de avanços distintos da matriz experimental apresentada na Tabela 3, visando uma maior discretização do avanço por dente, em direção à espessura mínima de cavaco.

3.5.3 Microdureza

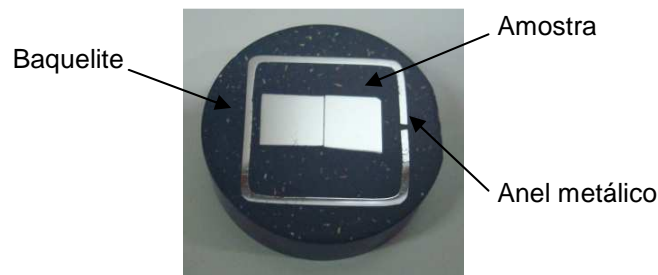
A análise de microdureza visou quantificar possíveis variações de dureza em uma fina camada abaixo da superfície usinada. A variação de microdureza é uma resposta direta ao encruamento a que o material foi submetido durante os ensaios de usinagem, fruto de um processo de deformação que está associado à movimentação de discordâncias, portanto, ajudou a compreender o fenômeno do efeito de escala a partir da influência da microestrutura do material. Para as medições de microdureza, as amostras necessitaram passar por preparação metalográfica, tal como descrito abaixo.

O embutimento das amostras para preparação metalográfica foi realizado a quente com o uso de baquelite. As amostras foram cortadas na seção transversal à superfície usinada, sendo as usinadas com a fresa de 0,8 mm de diâmetro, cortadas com dimensões de aproximadamente 4 x 9,75 x 6 mm e as amostras usinadas com a fresa de 2,0 mm de diâmetro, com dimensões de aproximadamente 7 x 9,75 x 6 mm. Cada embutimento abrigou duas amostras usinadas com fresas de diâmetros diferentes, totalizando doze embutimentos. Esse procedimento objetivou otimizar o número de embutimentos e reduzir o trabalho empreendido na preparação metalográfica de todas as amostras. Além disso, o embutimento de duas amostras, uma justaposta à outra, ajudou a solucionar a questão do abaulamento natural e inerente às bordas das amostras embutidas em baquelite e tornar

viável a medição de microdureza nos primeiros pontos, próximos à superfície usinada, com o propósito de garantir melhor qualidade de foco e indentações não distorcidas. Um mapa de cada amostra foi confeccionado para rastrear as amostras de cada embutimento e a consequente sequência da réplica.

A Figura 30 apresenta uma das amostras embutidas para medição da microdureza. No entorno da amostra foi colocado um anel metálico que serviu como apoio para a operação de lixamento e minimizou o efeito do abaulamento. Além disso, o anel possui uma pequena marcação que, aliada à diferença entre as áreas das amostras embutidas, atuou como identificador da amostra e condição de usinagem empregada nos ensaios.

Figura 30 - Amostra embutida para medição de microdureza.

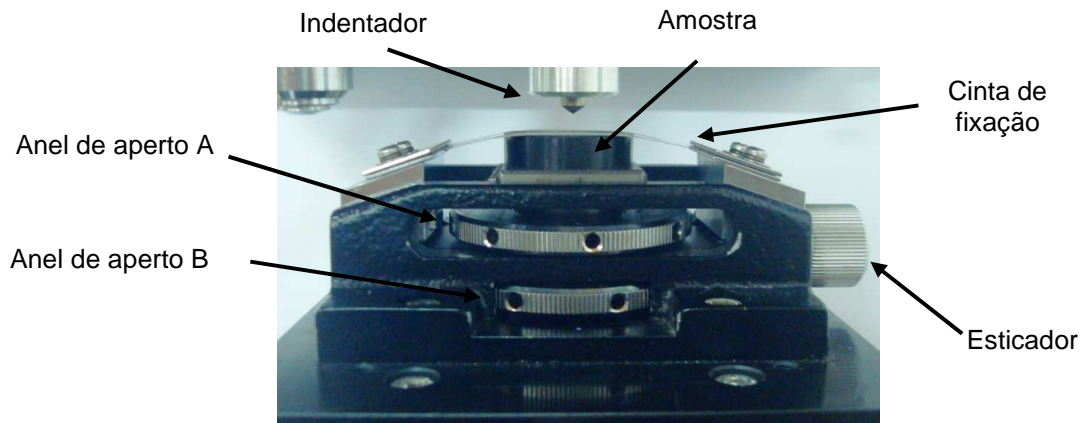


Fonte: Elaboração do próprio autor.

Todas 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: 220, 320, 400, 600, 1000 e 1200. Para espelhamento, foi feito o polimento das amostras com alumina, com tamanho de partículas de 1 e 0,3 μm . Após a etapa de preparação, as amostras sofreram um ataque químico, cujo processo baseou-se em um ataque por imersão em Nital 2%.

O ultra-microdurômetro utilizado para medir a microdureza só comporta amostras com espessura máxima de 8 mm e que possuam um bom paralelismo, o que garante um bom assentamento da amostra no porta amostra e diminui o risco de colisão entre a amostra e o indentador durante a medição. Para garantir essas condições, a face do embutimento oposta à face de trabalho das amostras foi retificada. A Figura 31 apresenta o assentamento da amostra no porta amostra do ultra-microdurômetro.

Figura 31 - Fixação da amostra no porta-amostra do ultra-microdurômetro.



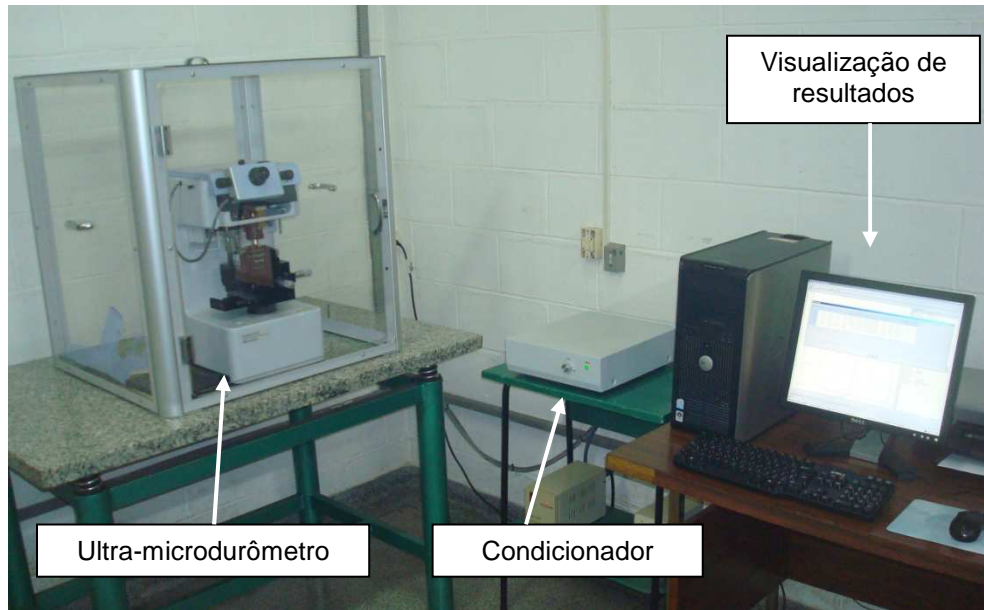
Fonte: Elaboração do próprio autor.

A microdureza foi determinada através da escala de dureza dinâmica Martens (HMV) com indentador Vickers, utilizando uma carga de 20 mN (2 gf). O método de ensaio de microdureza foi o de carregamento-descarregamento, no qual o ultra-microdurômetro 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 no material foram feitas nos grãos de ferrita.

A definição do valor de carga mais adequado para cada material 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, garantindo melhor confiabilidade dos resultados, pois assim pequenas alterações de microdureza em uma fina camada afetada seriam registradas caso ocorressem.

Para levantar o perfil de microdureza ao longo da profundidade da superfície usinada, foram efetuadas dez 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, determinada com base na literatura e em testes realizados, foi de 110 μm . A Figura 32 apresenta a montagem experimental para a medição das microdurezas.

Figura 32 - Sistema de aquisição de dados de microdureza.



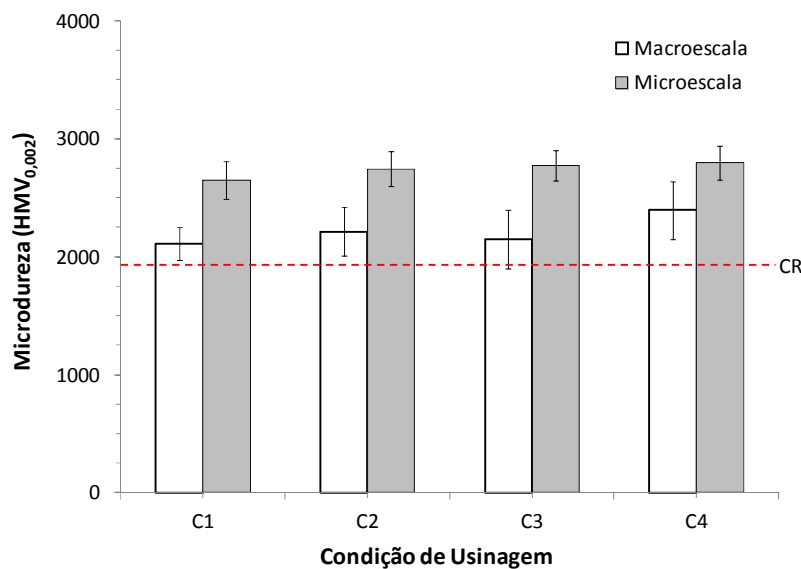
Fonte: Elaboração do próprio autor.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Microdureza

Sabendo-se que a aumento de dureza é decorrente do incremento de densidade de discordâncias no material, esta propriedade de superfície foi considerada na avaliação da influência dos defeitos cristalinos no efeito de escala no macro e microfresamento. A Figura 33 apresenta a microdureza subsuperficial gerada após as usinagens em micro e macroescala, considerando (como comparação) a microdureza do material na condição CR.

Figura 33 - Efeito da condição de usinagem na microdureza da peça próxima à superfície fresada. Indentações realizadas na seção transversal das peças, paralela à direção do avanço da ferramenta, a 10 µm abaixo das superfícies fresadas.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que todas as condições de usinagem aumentaram a microdureza subsuperficial, exceto a condição C3 empregada na usinagem em macroescala, pois a variabilidade das medidas alcançou a microdureza do material da peça “como recebido”. Além disso, constata-se um aumento de microdureza igualitário, cada qual em sua escala de usinagem, independente da condição de usinagem utilizada, dada a variabilidade das medidas (5,2% e 8,8%, no micro e microfresamento, respectivamente).

O microfresamento aumentou a microdureza em média 45,1%, ao passo que o macrofresamento elevou em 17,3% em média, considerando o material “como recebido” como referência. Portanto, o microfresamento exerceu o efeito de escala de forma mais significativa. Apesar da grande variabilidade associada à microdureza da peça, há um

indicativo de aumento da microdureza com o aumento da área da seção de corte (de C1 para C4), considerando ambas as escalas de usinagem.

O quadro ANOVA apresentado na Tabela 6 confirma a não significância das condições de usinagem, através da análise dos parâmetros de corte como fatores de controle, na microdureza subsuperficial final das peças.

Tabela 6 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na microdureza a 10 μm abaixo da superfície fresada.

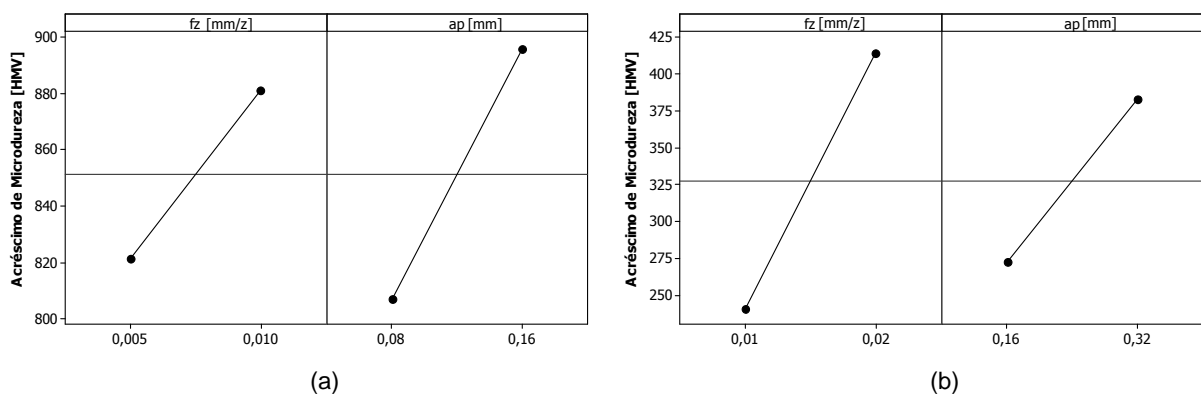
Fator	GL	Microescala				Macroescala			
		SQ	QM	F	P	SQ	QM	F	P
f_z	1	10568	10568	1,09	0,323	89840	89840	2,77	0,131
a_p	1	23610	23610	2,44	0,153	36349	36349	1,12	0,318
Erro	9	87178	9686			292342	32482		
Total	11	121356				418531			

Fonte: Dados da pesquisa do autor.

É possível notar que nenhum dos fatores foi significativo no aumento de microdureza subsuperficial da peça usinada, de modo a diferenciar entre as condições de usinagem, uma vez que as Probabilidades P (P-valor) superaram o nível de significância adotado ($\alpha = 5\%$). Verificou-se também que não houve interação entre os fatores de controle. A ANOVA foi validada pelo Teste de Normalidade Kolmogorov-Smirnov.

Apesar da não significância dos parâmetros de corte, a Figura 34 mostra que a microdureza é diretamente proporcional ao avanço por dente e à profundidade de usinagem, o que ratifica, apesar da variabilidade coincidente das medidas, o comportamento ascendente das microdurezas médias apresentado na Figura 33, independente da escala de usinagem empregada.

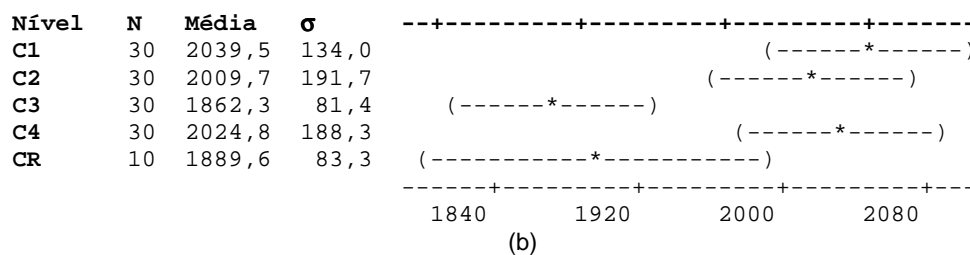
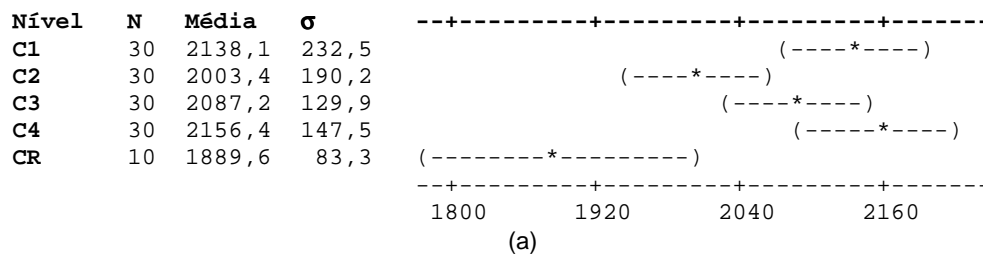
Figura 34 - Efeito dos parâmetros de corte no acréscimo de microdureza superficial da peça (a) microfresada e (b) macrofresada.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Com respeito à profundidade encruada abaixo da superfície usinada, aplicou-se a ANOVA “One-Way” em cada profundidade medida visando avaliar diferenças significativas de microdureza em relação à microdureza do material “como recebido” (CR), como mostra a Figura 35.

Figura 35 - ANOVA “One-Way” para avaliar significância de microdureza (a) na profundidade de 70 μm da peça microfresada (variabilidade máxima de 9,0%) e (b) na profundidade de 30 μm da peça macrofresada (variabilidade máxima de 8,3%).



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que o processo de usinagem, independentemente da escala aplicada, causou um nível de encruamento na camada subsuperficial da peça fresada. Pode-se afirmar com confiabilidade de 95% que o processo de microfresamento encruou uma camada de 50 μm (Figura 35(a)), enquanto o macrofresamento alcançou apenas 10 μm (Figura 35(b)), pois foram encontrados desvios padrão sobrepostos ao do material CR na profundidade de 70 μm (condição de usinagem C2 no microfresamento) e 30 μm (condição de usinagem C3 no macrofresamento). Para profundidades respectivas maiores, em cada escala, não foram identificadas diferenças estatísticas em relação à microdureza do material CR, podendo-se inferir que não houve encruamento.

A maior extensão de encruamento subsuperficial da peça microfresada (5x), está associado ao efeito de escala e aumento da energia específica de corte, pois o avanço por dente e a profundidade de usinagem muito reduzidos geram forças de deformação (“plowing”) e atrito proporcionalmente mais representativas em relação à força de corte. Assim, a formação de cavaco é dificultada devido ao maior recalque da aresta da ferramenta sobre o material da peça, uma vez que o raio de aresta da ferramenta passa a ser

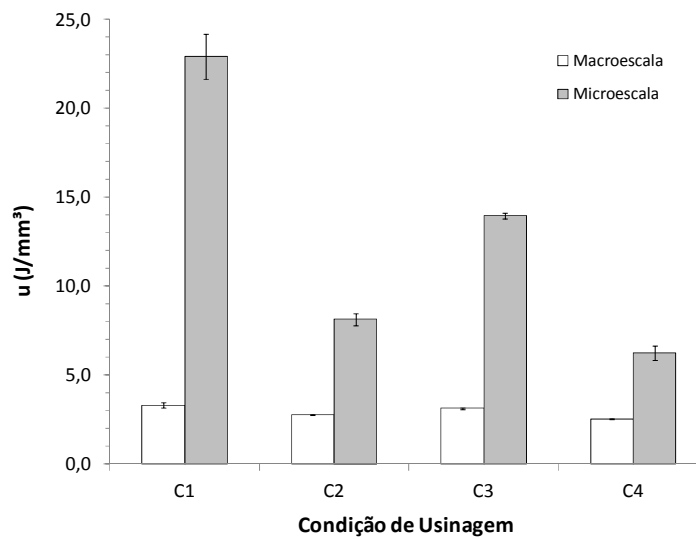
significativo comparando-se com a espessura de corte, até atingir a espessura mínima de formação de cavaco.

A teoria das discordâncias prevê o aumento da densidade de discordâncias na zona de cisalhamento primário durante a formação do cavaco, processo que está diretamente ligado à deformação e encruamento do material, conforme abordado na revisão da literatura. Porém, determinar a densidade de discordâncias na zona de cisalhamento primário em microusinagem ainda é um grande desafio. Entretanto, determinar a variação de microdureza na seção transversal à superfície usinada pode fornecer bons indicativos do comportamento do material e da variação da densidade de discordâncias no processo de formação de cavaco, considerando-se que a superfície usinada é resultante do processo de deformação e cisalhamento do material na zona de cisalhamento primário. Dessa forma, apesar de não ter sido determinado o valor quantitativo das densidades de discordâncias do material usinado neste trabalho, com base no exposto acima espera-se que haja um aumento na densidade de discordâncias na superfície usinada do material em todas as condições de usinagem, em comparação com o material CR, e que este aumento seja diretamente proporcional ao aumento na microdureza. Portanto, a teoria das discordâncias aplicada nos mecanismos do efeito de escala seria a causa principal do aumento da energia específica de corte, especialmente na microusinagem, se considerarmos a influência dos defeitos cristalinos no fenômeno do efeito de escala.

4.2 Energia Específica de Corte

A energia específica de corte é o parâmetro mais representativo do efeito de escala em um processo de usinagem. A Figura 36 apresenta a variação da energia específica decorrente das condições de usinagem (e implicitamente dos parâmetros de corte) e da escala de usinagem (micro e macrofresamento). A variabilidade associada às medidas de energia específica foi de 1,2 a 6,4% para o microfresamento e de 1,0 a 4,7% para o macrofresamento.

Figura 36 - Efeito da condição de usinagem na energia específica da peça, comparando os processos de micro e macrofresamento.



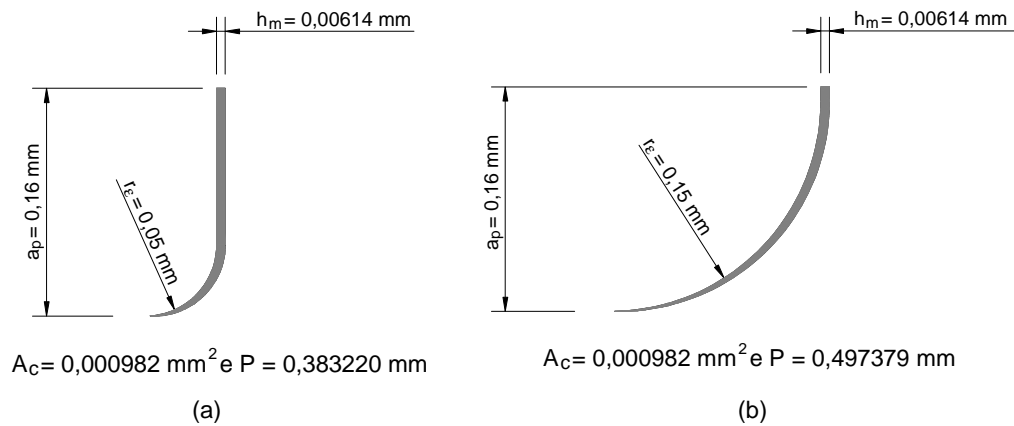
Fonte: Elaboração do próprio autor.

No fresamento em microescala, o aumento de f_z em 2x reduziu a energia específica de corte em 64,5% para o menor a_p e 55,2% para o maior a_p , levando a uma redução média de 59,8%. Por outro lado, o aumento do a_p em 2x, reduziu a energia específica em 39,0% para o menor f_z e 23,2% para o maior f_z , levando a uma redução média de 31,1%.

No fresamento em macroescala, o aumento de f_z em 2x reduziu a energia específica de corte em 16,1% para o menor a_p e 18,9% para o maior a_p , levando a uma redução média de 17,5%. Por outro lado, o aumento do a_p em 2x, reduziu a energia específica em 5,3% para o menor f_z e 8,6% para o maior f_z , levando a uma redução média de 7,0%.

Com os resultados acima, observa-se que o efeito de escala ocorre em ambas as escalas de usinagem, mas é mais pronunciado no microfresamento, dados os parâmetros de corte a_p e f_z reduzidos, e mais influenciado pelo f_z . Essa afirmação também pode ser verificada comparando-se as condições de usinagem C1 em macroescala e C4 em microescala, uma vez que os parâmetros de corte são idênticos, incluindo a área da seção de corte (A_c), porém a energia específica no microfresamento foi 88,9% superior, sugerindo que a geometria da seção de corte, com conseqüente distintas deformações e formações do cavaco, determinou a diferença entre energias específicas, conforme ilustra a Figura 37.

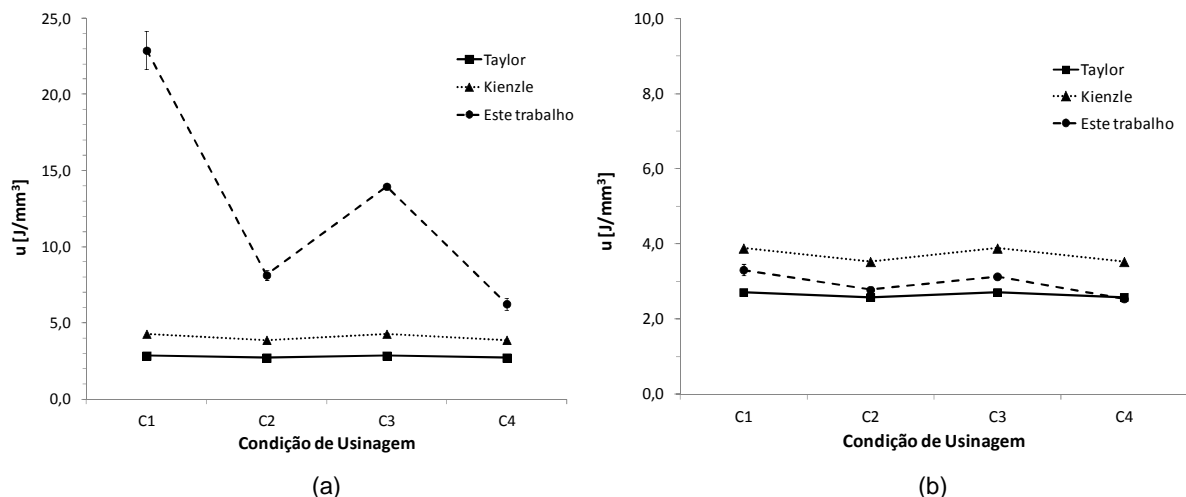
Figura 37 - Vista lateral da área da seção de corte em (a) microescala e (b) macroescala, considerando a espessura média do cavaco h_m calculada por Sandvik (2000) e obtida geometricamente em software CAD, utilizando os parâmetros de corte, geometria da ferramenta e taxa de aquisição de sinais de força de corte.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Como forma de avaliar os resultados de energia específica de corte obtidos neste trabalho, apresenta-se na Figura 38 comparações com dois modelos clássicos da literatura científica extraídos de Ferraresi (1970).

Figura 38 - Comparação dos resultados de energia específica de corte em (a) microescala e (b) macroescala, considerando os modelos de Taylor e Kienzle (FERRARESI, 1970).



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Os valores de energia específica de corte gerados pela macrousinagem são compatíveis (em magnitude e comportamento) com modelos propostos por Taylor e Kienzle. O modelo de Kienzle forneceu energias específicas em média 26,8% maiores e o de Taylor,

em média 9,2% menores, ao comparar com as medidas obtidas por este trabalho. O comportamento seguiu rigorosamente a mesma variação, isto é, diminuindo mais significativamente com aumento de f_z e mais sensivelmente com aumento de a_p . As diferenças muito provavelmente residem nas condições de corte e no processo de usinagem, que determinam as constantes dos modelos.

Ainda como forma de validar os resultados de energia específica de corte para macrofresamento, pode-se comparar para o mesmo tipo de material da peça ou similares os valores medidos por este trabalho aos fornecidos por outros autores, como ilustra a Tabela 7.

Tabela 7 - Comparação entre a energia específica de corte obtida por este trabalho para macrofresamento e as disponibilizadas na literatura científica.

Fonte	Este trabalho	Degarmo (1997)	Gorczyca (1987)	Shaw (1984)	Kalpakjian (1991)
u [J/mm³]	2,5 a 3,3	3,0	2,1 a 2,5	2,1	2,7 a 9,3

Fonte: Dados da pesquisa do autor.

Frisa-se que os valores de energia específica citados podem ser considerados de referência inicial, uma vez que a energia específica depende, a rigor, de diversas variáveis, como dureza da peça, processo de usinagem e condições de corte.

Em microescala, o comportamento da curva de energia específica produzida por este trabalho parece ser mais sensível às condições de corte do que os modelos de Taylor e Kienzle, que consideram apenas a variação do avanço. Esta diferença provavelmente ocorre pelo fato de o método empregado neste trabalho incorporar simultânea e implicitamente a variação do avanço e da profundidade de usinagem na integração do sinal de força de corte. Além disso, Taylor e Kienzle não devem ter considerado parâmetros de corte em microescala na concepção de seus modelos e levantamento das constantes.

De outro modo, comparando apenas os modelos clássicos entre macro e microfresamento (Figura 38(b) para 38(a)), constata-se que os modelos foram sensíveis (mas não o suficiente) à redução pela metade do avanço por dente em cada uma das quatro condições de usinagem, pois a energia específica de corte elevou-se apenas 5% (Taylor) e 10,2% (Kienzle), da macro para a microescala. Por outro lado, este trabalho apresentou energias específicas de corte maiores entre 2,3 a 8x em relação ao modelo de Taylor, e 1,6 a 5,6x em relação ao modelo de Kienzle, sendo as maiores diferenças relativas aos menores parâmetros de corte, conforme ilustra a Figura 38(a).

Assim, os resultados de energia específica para microusinagem indicam que os modelos clássicos de cálculo da pressão específica de corte (ou equivalentemente energia

específica) não podem ser aplicados na usinagem em microescala com as constantes disponibilizadas na literatura.

Em decorrência disso, procedeu-se o levantamento das constantes de Kienzle para o caso particular do microfresamento, linearizando a curva de energia específica de corte em função da espessura média do cavaco (DINIZ; MARCONDES; COPINNI, 2000; FERRARESI, 1970). As constantes de Kienzle e os resultados corrigidos da energia específica de corte reaplicados no modelo de Kienzle são apresentados na Tabela 8

Tabela 8 - Constantes de Kienzle e valores corrigidos de energia (ou pressão) específica de corte k_s [N/mm²] segundo o modelo de Kienzle aplicado ao microfresamento.

Constantes de Kienzle	Condição de microusinagem	Modelo de Kienzle Corrigido *	Resultados deste trabalho *	Diferença Percentual
z = 0,58 1-z = 0,42 K _{s1} = 4.396	C1	12.408	22.879	45,8
	C2	8.330	8.132	2,4
	C3	12.408	13.949	11,3
	C4	8.330	6.247	6,7

* K_s [N/mm²] = u [J/mm³] / 1000

Fonte: Dados da pesquisa do autor.

Pelo exame da Tabela 8, constata-se que a correção das constantes do modelo de Kienzle minimizou sobremaneira a diferença com as energias específicas obtidas por este trabalho, tal como apresentadas na Figura 38. A diferença antes residida entre 1,6 e 5,6x passou para no máximo 1,8x, com diferença percentual média de apenas 16,5%. Este ajuste foi devido ao aumento das constantes z (0,14 para 0,58) e k_{s1} (2.220 para 4.396), que tornaram o modelo mais sensível ao avanço por dente ou espessura de corte.

Por fim, dois aspectos ainda podem ser abordados. A energia específica de corte corrigida pelas novas constantes de Kienzle, assim como as apresentadas na Figura 38, oscilou apenas entre dois valores (8.330 e 12.408 N/mm²). Isso ocorre porque a pressão específica proposta por Kienzle depende apenas da espessura de corte e, neste trabalho, foram empregados apenas dois avanços por dente, que oscilaram nas condições de microfresamento C1/C3 e C2/C4, conforme Tabela 3 e 7. A energia específica de corte medida por este trabalho para a condição C1 ($u = 22,879$ J/mm³) pode estar ainda majorada em relação ao resultado corrigido pelo modelo de Kienzle (+45,8%), pelo fato de o método aplicado neste trabalho, como já supracitado, incorporar, além do avanço por dente, a profundidade de usinagem.

Como forma de comprovar as sensibilidades distintas de f_z e a_p , com respeito à influência na energia específica de corte, fez-se o quadro ANOVA, apresentado na Tabela 9, para estes fatores de controle.

Tabela 9 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na energia específica de corte da peça fresada.

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				

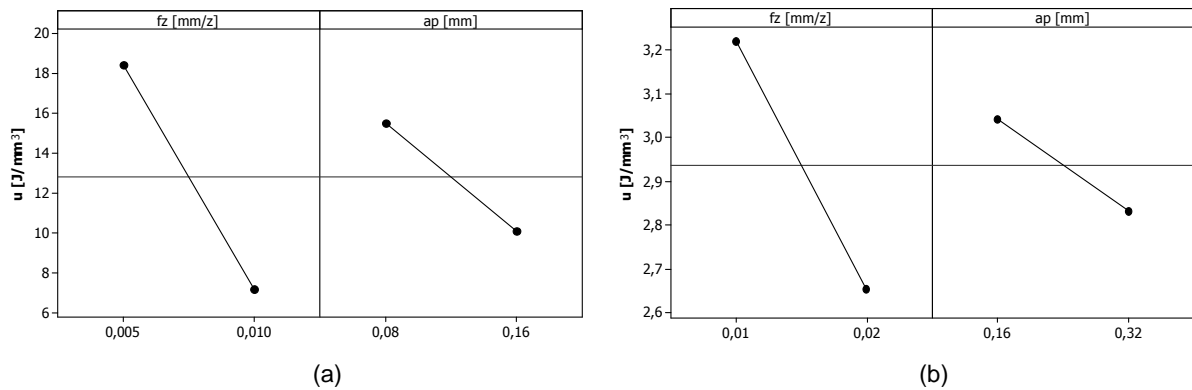
Fonte: Dados da pesquisa do autor.

Verifica-se que o f_z e o a_p são significativos na energia específica, tanto para macro como para microfresamento, pois o valor da Probabilidade P (P-valor) foi menor que o nível de significância ($\alpha=5\%$) adotado. A análise estatística foi validada pelo Teste de Normalidade Kolmogorov-Smirnov e constatou-se que não houve interação entre os fatores de controle.

Analisando-se o Coeficiente de Correlação de Pearson (CP), também verifica-se que o avanço por dente apresenta maior (forte) influência na energia específica de corte, em comparação à profundidade de usinagem (fraca), e é inversamente proporcional, dado pelo sinal negativo, a exemplo de a_p . O coeficiente de Correlação de Pearson varia no intervalo fechado $[-1,1]$ e mede o grau de influência de um fator de controle na resposta (forte para magnitudes próximas aos limites do intervalo e fraca próxima à nulidade), além de indicar se o fator influi inversa (-) ou diretamente (+) proporcional a resposta. Esta análise estatística, com base na ANOVA e na Correlação de Pearson, corrobora no comportamento da energia específica de corte, apresentado nas Figuras 36 e 38, com suas discussões derivadas.

Graficamente, também é possível notar pela Figura 39 o comportamento e a variação do avanço por dente e da profundidade de usinagem em torno do valor médio de energia específica, tanto para macro como microfresamento.

Figura 39 - Efeito dos parâmetros de corte na energia específica de corte da peça
(a) microfresada e (b) macrofresada.

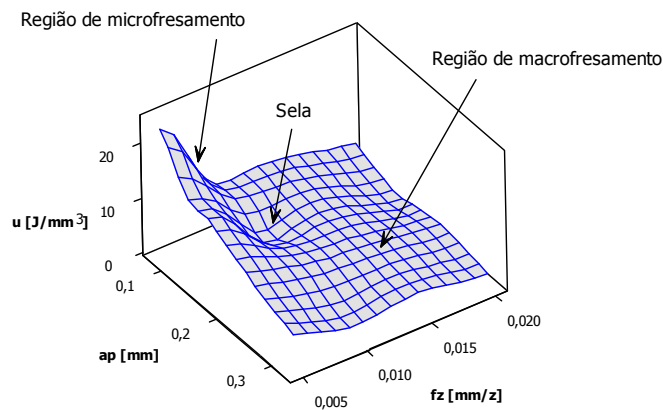


Fonte: Elaboração do próprio autor.

Ambos o avanço por dente e a profundidade de usinagem apresentam relação inversamente proporcional com a energia específica, ou seja, a energia específica aumenta com a redução de f_z e a_p , com maior significância do primeiro sobre o segundo (maior variação em torno da média), mas o a_p não pode ser desprezado.

Uma análise tridimensional do comportamento da energia específica de corte global em relação ao avanço por dente e profundidade de usinagem é apresentada na Figura 40. Pode-se constatar que a energia específica de corte no campo da macroescala apresenta efeito de escala pouco pronunciado, elevando-se discretamente na direção do menor avanço e profundidade de usinagem no domínio do macrofresamento. Por outro lado, a energia específica de corte na região da microescala cresce assintoticamente com a diminuição de f_z (mais proeminente) e a_p (menos proeminente), evidenciando o efeito de escala mais significativo. O ponto de sela, mostrado no gráfico, é a interface entre os domínios do macro e microfresamento, como ilustrada na Figura 37, onde as áreas da seção de corte são iguais, porém as energias específicas são distintas.

Figura 40 - Superfície de resposta do efeito do avanço por dente e da profundidade de usinagem na energia específica de corte da peça macro e microfresada.

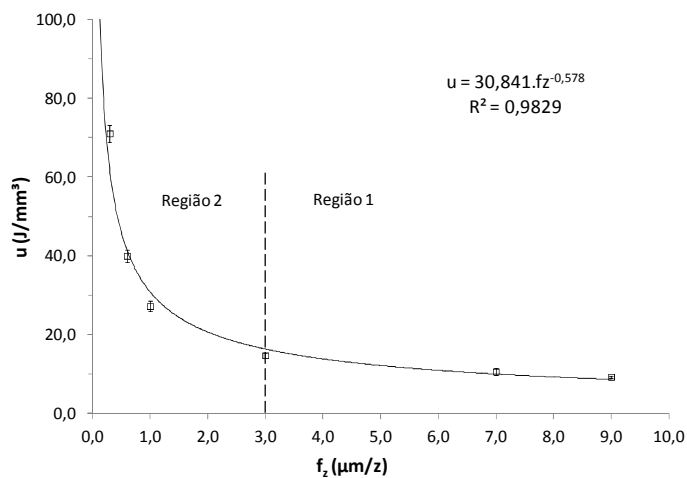


Fonte: Elaboração do próprio autor.

4.3 Raio de Aresta da Ferramenta

Sabendo-se que o efeito de escala é mais pronunciado na usinagem em microescala e considerando que o raio de aresta da ferramenta exerce papel que não pode ser negligenciado no processo de formação de cavaco, como citado no item 4.1, a Figura 41 mostra o crescimento exponencial da energia específica de corte com a redução do avanço por dente. Foram realizados ensaios em microescala com f_z menores aos adotados nas condições C3 e C4 (Tabela 3). A variabilidade das medidas variou de 3,1 a 7,3%.

Figura 41 - Efeito da redução do avanço por dente na elevação da energia específica de corte ao microfresar o aço ABNT 1045 com $a_p = 0,160$ mm e $f_z = 0,3; 0,6; 1,0; 3; 7$ e $9 \mu\text{m/z}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

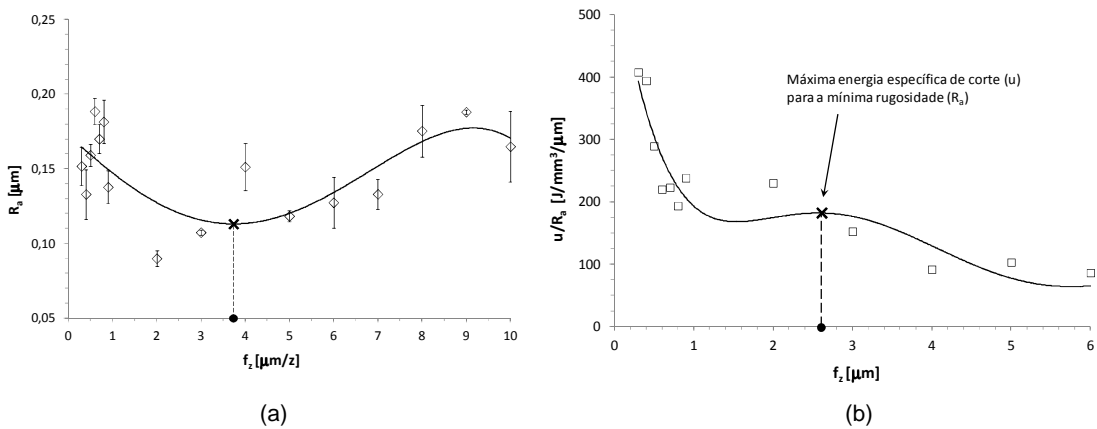
Nota-se pela curva potencial apresentada na Figura 41 que o efeito de escala pode ser dividido aproximadamente em duas regiões. A primeira, onde o crescimento da energia específica de corte com a redução do avanço por dente é menos sensível, figura no intervalo de avanço por dente entre 3 e 9 $\mu\text{m}/\text{z}$. A segunda região, onde é visível o crescimento assintótico da energia específica com a diminuição do avanço por dente, localiza-se entre 0,3 e 3 $\mu\text{m}/\text{z}$.

Na região 1, a energia específica de corte tende a reduzir para valores abaixo de 10 J/mm^3 com o aumento do avanço por dente, o que pode indicar que o raio de aresta da ferramenta (ainda tendo desconhecido seu valor) não causa dificuldade para a formação do cavaco ou pode até ser negligenciado perante a espessura de corte ou avanço por dente da ferramenta.

A região 2 claramente mostra que a energia específica de corte tem crescimento assintótico, aproximadamente a partir do avanço de 3 $\mu\text{m}/\text{z}$ até o menor nível testado, alcançando, inclusive, magnitudes muito similares aos obtidos no processo de retificação (MALKIN, 1989; KALPAKJIAN, 1991). Este comportamento crescente da energia específica a uma taxa elevada pode sugerir que avanços de 3 $\mu\text{m}/\text{z}$ ou menores podem figurar na mesma ordem de grandeza do raio de aresta (ou menores), de modo a dificultar o processo de formação de cavaco ou deformar o material da peça, sem causar a remoção de material esperada, o que eleva sobremaneira a energia específica de corte.

Uma forma de verificar o comportamento da energia específica apresentado na Figura 41, bem como a discussão que se segue, é estimar ou medir o raio de aresta da ferramenta de modo a comprovar as hipóteses formuladas. Segundo Aramcharoen e Mativenga (2009), o raio de aresta da ferramenta se iguala ao avanço por dente onde a rugosidade da superfície usinada atinge um mínimo, apresentando níveis de rugosidade maiores para avanços menores e maiores a partir deste ponto de inflexão. A Figura 42(a) mostra a rugosidade medida na superfície microfresada e a Figura 42(b), proposta por este trabalho, mostra a curva da razão entre a energia específica de corte, mostrada na Figura 41, e a rugosidade medida na superfície usinada (3 réplicas para cada avanço por dente e variabilidade global de 7,4%).

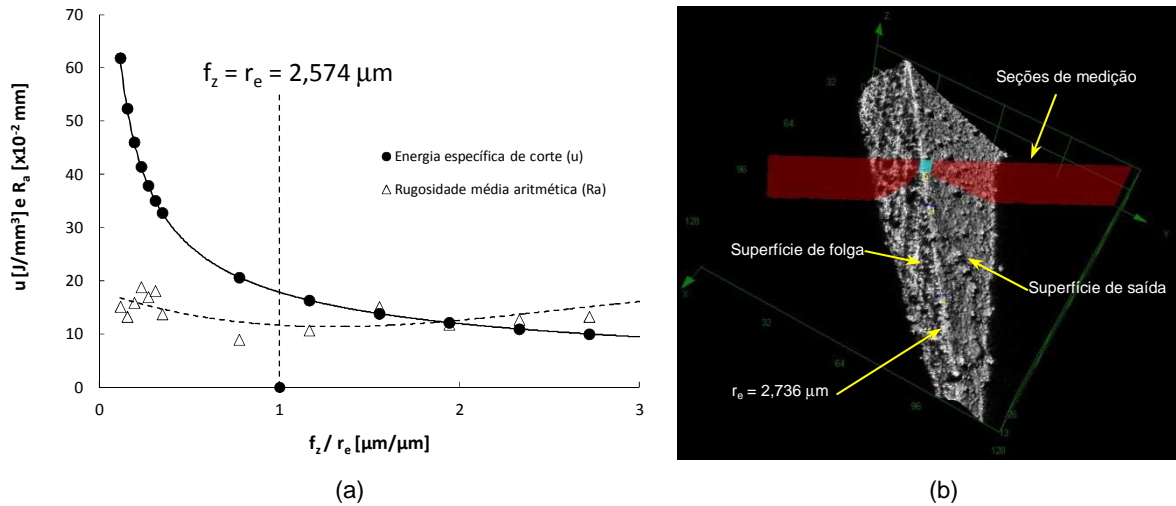
Figura 42 - (a) Rugosidade média aritmética (R_a) da superfície microfresada e (b) razão entre energia específica de corte e rugosidade média aritmética.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Ao invés de considerar apenas o avanço por dente para o qual a curva de rugosidade atinge um ponto de mínimo, este trabalho propõe determinar o avanço por dente para o qual a curva entre a razão da energia específica de corte e a rugosidade média aritmética atinge um ponto de máximo. Se considerar a proposta de Aramcharoen e Mativenga (2009), ao derivar a curva $R_a = f(f_z)$, o avanço por dente (igual ao raio de aresta da ferramenta) seria $r_e = f_z = 3,810 \mu\text{m}$, como mostra a Figura 42(a). Entretanto, entende-se que a energia específica de corte representa um parâmetro mais sensível (e menos dispersivo) ao efeito do raio de aresta da ferramenta na microusinagem. Então, ao determinar um ponto de máximo da curva $u/R_a = f(f_z)$, derivando a equação, igualando a zero e achando as raízes, está-se escolhendo o avanço por dente dependente da mínima rugosidade, porém também da máxima energia específica associada. Este procedimento permitiu encontrar um avanço por dente $f_z = 2,574 \mu\text{m}$, próximo ao valor do raio de aresta medido por Microscopia Confocal ($r_e = 2,736 \mu\text{m}$) para as duas fresas utilizadas, com diferença percentual relativa de 5,9%, para validação da proposta, como mostra a Figura 43.

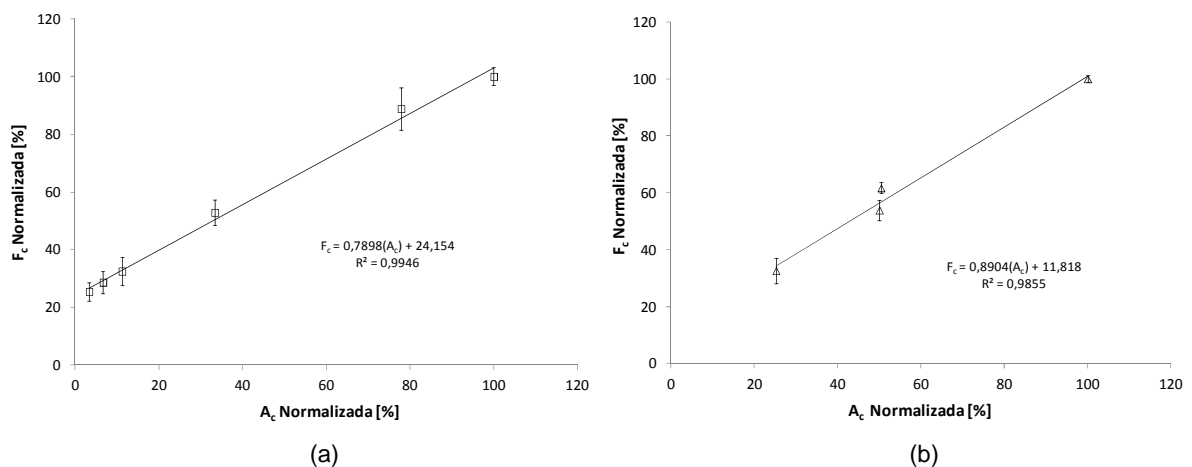
Figura 43 - Determinação do raio de aresta da ferramenta \varnothing 0,8 mm utilizando (a) o procedimento proposto por este trabalho (modificado de ARAMCHAROEN e MATIVENGA, 2009) e (b) Microscopia Confocal.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Conforme já descrito anteriormente, o raio de aresta da ferramenta pode ser decisivo no efeito de escala na usinagem, dependendo de sua magnitude em relação à espessura de corte ou, equivalentemente, em alguns casos, ao avanço da ferramenta. Assim, é possível analisar a gráfico clássico de efeito de escala, tal como apresentado na Figura 41, com base nas variáveis que compõem a energia específica de corte, conforme apresenta a Figura 44, neste caso com os eixos normalizados. As variabilidades das medições foram 1,1 a 4,5% para a microusinagem (Figura 44(a)) e 3,1 a 7,3% para a macrousinagem (Figura 44(b)).

Figura 44 - Análise do efeito de escala considerando a força de corte e a área da seção de corte normalizadas para (a) o microfresamento e (b) macrofresamento.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A energia específica de corte, por definição, é a quantidade de energia requerida para remover uma unidade de volume de cavaco ou a potência de corte relativa à taxa de remoção de material, ou ainda a força de corte por unidade de área da seção de corte. Portanto, quaisquer desses pares podem ser utilizados para compor os gráficos da Figura 44, os quais resultariam no mesmo comportamento das curvas, sendo adotada, em particular, a força de corte pela área da seção média do cavaco. A normalização percentual foi realizada, tão somente para atribuir ordens de grandeza equivalentes às escalas originais de força de corte e área da seção de corte. A mudança de escala foi concebida atribuindo-se 100% ao maior valor de força de corte e área da seção de corte, sendo os demais valores de cada variável calculados proporcionalmente aos máximos percentuais.

Pode-se constatar nos gráficos que o efeito de escala ocorre, pois as taxas de crescimento da força de corte e da área da seção de corte são distintas. Ao aumentar o avanço por dente da ferramenta e ou a profundidade de usinagem (o que equivale, em geral, a aumentar o volume removido ou a taxa de remoção de material), a força de corte cresce, pois a área da seção de corte também se eleva, mas a razão com que a área cresce é maior que a da força de corte.

Como as curvas estão normalizadas percentualmente, as comparações entre as escalas de usinagem podem ser realizadas e nota-se claramente pelo coeficiente angular das retas, com coeficientes de correlação próximos à unidade, que o microfresamento (Figura 44(a)) apresenta um coeficiente angular de 0,7898, contra 0,8904 do macrofresamento (Figura 44(b)). Coeficientes angulares menores que a unidade eram esperados, senão não haveria efeito de escala.

A usinagem em microescala gerou uma reta inclinada em $38,3^\circ$, ao passo que a macroescala, $41,7^\circ$. Isso equivale a dizer que a área de seção de corte em microescala cresce a uma razão 27% maior que a força de corte, contra apenas 12% no macrofresamento. Como comparação, Rodrigues (2005) observou este mesmo comportamento do macrofresamento, porém em uma escala ainda maior que a adotada neste trabalho como macroescala (fresa $\varnothing 2,0$ mm). Utilizando fresa $\varnothing 85,0$ mm com insertos revestidos sem quebra-cavaco SNMA KR GC3015, com raio de aresta $r_e = 60 \mu\text{m}$, o autor encontrou um coeficiente angular de 0,94, o que equivale à inclinação da reta de $43,2^\circ$ e uma razão de crescimento da área da seção de corte apenas 6% maior em relação à taxa de aumento da força de corte.

Portanto, o efeito do raio de aresta na microusinagem é mais pronunciado, pois sua magnitude está muito próxima da espessura de corte ou avanço por dente. Se r_e for muito menor que h ou f_z , o efeito de escala não é significativo. Se r_e for muito próximo ou maior que h ou f_z , o efeito de escala passa a ser significativo.

4.4 Força de Corte

Como mostrado na Figura 44, a força de corte aumentou com o aumento da área da seção de corte, que se traduziu pelo aumento do avanço por dente e/ou pela profundidade de usinagem. Na realidade, este comportamento era previsto, devido à significância de f_z e a_p na força de corte, via ANOVA (Tabela 10), uma vez que a energia específica de corte também o foi, como ilustrou a Tabela 9.

Tabela 10 - Quadro ANOVA do efeito dos parâmetros de usinagem (avanço por dente e profundidade de usinagem) na força de corte da peça fresada.

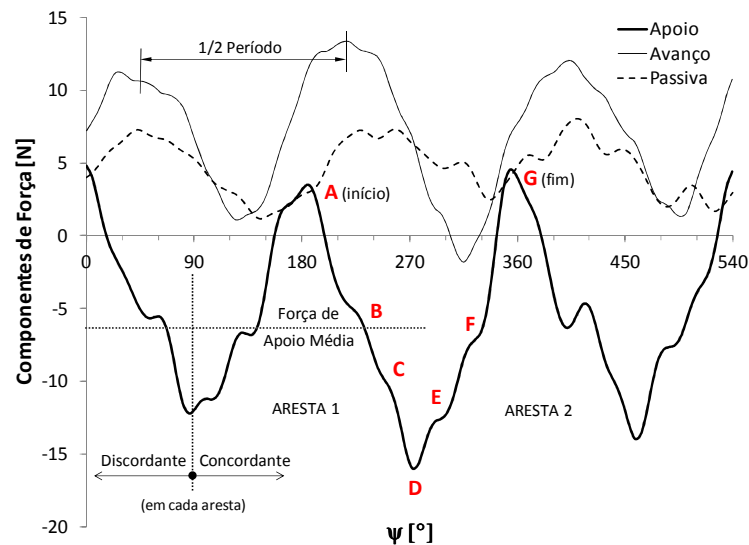
Fator	GL	Microescala					Macroescala				
		SQ	QM	F	P	CP	SQ	QM	F	P	CP
f_z	1	22,09	22,09	507,40	~0,000	0,503	28,44	28,41	101,83	~0,000	0,611
a_p	1	64,70	64,70	1486,02	~0,000	0,861	45,31	45,31	162,22	~0,000	0,771
Erro	9	0,39	0,04				2,51	2,51			
Total	11	87,18					76,26				

Fonte: Dados da pesquisa do autor.

O quadro ANOVA acima comprova que ambos f_z e a_p influem a força de corte, independentemente da escala de usinagem, pois todas as Probabilidades P (P-valor) foram inferiores a $\alpha = 5\%$. Além disso, verifica-se que essa influência é diretamente proporcional à força de corte, uma vez que os Coeficientes de Correlação de Pearson (CP) foram positivos, e que a profundidade de usinagem possui mais influência que o avanço por dente, dados os maiores valores de CP, independente da escala de usinagem.

Fazendo-se uma análise detalhada das componentes da força de usinagem, observou-se um comportamento recorrente em todos os ensaios, porém, muito mais visível e proeminente na usinagem em microescala, como mostra a Figura 45.

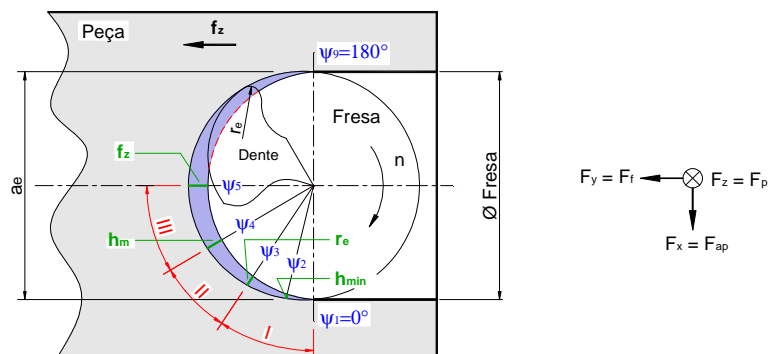
Figura 45 - Análise das componentes da força de usinagem em microescala com $f_z = 9 \mu\text{m/z}$ e $a_p = 0,160 \text{ mm}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

É possível classificar o sinal da força de apoio (e conseqüentemente da força de corte) com clareza em seis intervalos distintos, descritos a seguir, que se relacionam estritamente com o processo de formação de cavaco no microfresamento. A métrica apresentada abaixo foi realizada para as três componentes de todos os sinais de força de usinagem e confrontada com a geometria teórica de formação de cavaco, apresentada na Figura 46, considerando rigorosamente os dados experimentais dos ensaios de usinagem, como avanço por dente, geometria da ferramenta e taxa de aquisição de sinais. Na Figura 46, $\psi_1 = 0^\circ$ corresponde ao ponto A (ou a qualquer pico) da força de apoio da Figura 45.

Figura 46 - Análise teórica do processo de formação de cavaco no microfresamento.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

O contato da aresta de corte da ferramenta tem início no ponto A (Intervalo I), onde a força de apoio também inicia seu crescimento. A aresta de corte da fresa, neste instante,

tem ângulo de contato $\psi_1 = 0^\circ$ com a peça (ou equivalente a 180° na Figura 45) e inicia o corte discordante, aumentando a espessura do cavaco continuamente. Em $\psi_2 = 5,23^\circ$, a aresta da ferramenta atinge a espessura mínima de cavaco, conforme Vogler, Devor e Kapoor (2004), não tendo formado cavaco até este ponto ou tendo causado uma parcela maior de recalque e delaminação. Após a espessura mínima de corte, o cavaco inicia sua formação até atingir o ponto B, em $\psi_3 = 17,69^\circ$, onde a espessura do cavaco se iguala ao raio de aresta da ferramenta.

O Intervalo II tem início no ponto B e fim no ponto C, onde $\psi_4 = 40,42^\circ$ e a espessura do cavaco atinge a espessura média h_m . Neste ponto, a força de apoio instantânea coincide exatamente com a força de apoio média (constante). De $\psi_4 = 40,42^\circ$ a $\psi_5 = 90^\circ$ (Intervalo III), a espessura do cavaco aumenta até alcançar a espessura máxima no ponto D, que é igual ao avanço por dente. Neste instante, o sentido de corte se inverte, de discordante para concordante, ocasionando uma queda sensível da força de apoio, provavelmente derivada da dinâmica distinta de formação de cavaco entre os tipos de corte e/ou pela inversão de sentido, direção e módulo da força de apoio, particularmente.

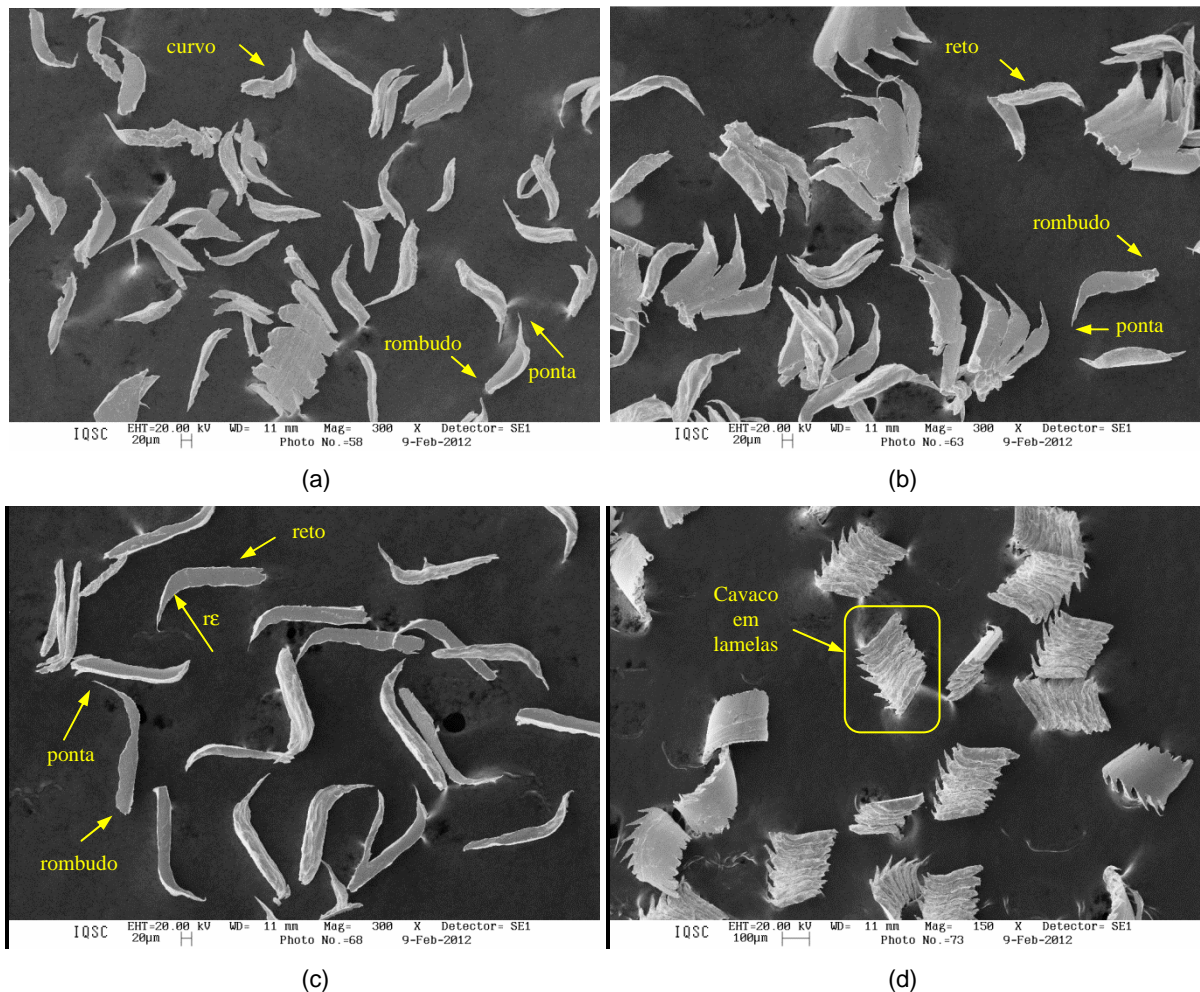
De maneira simétrica, porém agora no sentido de corte concordante, o cavaco no Intervalo IV começa a ter sua espessura diminuída com o aumento do ângulo de contato da ferramenta, até atingir no ponto E, novamente, a espessura média do cavaco h_m em $\psi_6 = 139,58^\circ$. O Intervalo V se encerra no ponto F com $\psi_7 = 162,30^\circ$ ao atingir o raio de aresta da ferramenta e no Intervalo VI, em $\psi_8 = 174,77^\circ$, a aresta de corte da fresa alcança novamente a espessura mínima do cavaco e finaliza seu ciclo de corte em $\psi_9 = 180^\circ$ no ponto G, levando a espessura do cavaco a zero.

Estes intervalos identificados nas componentes da força de usinagem podem estar relacionados a deformações ou escoamentos dos cavacos em seções definidas quando sua espessura atinge dimensões características, como raio de aresta da fresa, espessura média do cavaco e espessura máxima. Maiores detalhes podem ser vistos no item 4.5 adiante.

4.5 Formação de Cavaco

O mecanismo de formação de cavaco no fresamento em micro e macroescala é discutido a seguir, inicialmente com base nas imagens da Figura 47.

Figura 47 - Imagens obtidas por MEV de exemplares de cavaco gerados no microfresamento nas condições de usinagem (a) C1, (b) C2, (c) C3 e (d) C4.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que os cavacos das quatro condições de usinagem em microescala podem ser divididos, inicialmente, em dois grupos: as imagens (a) e (b) mostram cavacos gerados com a menor profundidade de usinagem ($a_p = 0,08$ mm) e as imagens (c) e (d) são representativas de cavacos obtidos com a maior profundidade de usinagem adotada no microfresamento ($a_p = 0,160$ mm).

A diferença na profundidade de usinagem influi decisivamente na geometria do cavaco, uma vez que o menor a_p gera cavacos curvos em quase toda sua altura, pois o raio de ponta da fresa ($r_\epsilon = 0,05$ mm) ocupa 62% do a_p . Assim, as extremidades rombudas dos cavacos foram derivadas do contato da peça com o diâmetro externo da fresa, ao passo que as extremidades pontiagudas surgiram do contato do centro da fresa com a peça. Quanto às espessuras dos cavacos, em (a) eles são mais finos devido ao menor avanço por dente ($f_z = 0,005$ mm/z), enquanto em (b) são mais espessos por causa do avanço por dente dobrado.

A mesma analogia pode ser feita para os cavacos mostrados nas imagens (c) e (d), porém, com o dobro da profundidade de usinagem. A profundidade de usinagem de 0,160 mm gera uma porção curva do cavaco em apenas 32% de sua altura ou a_p , uma vez que o raio de ponta da fresa é o mesmo. Por esse motivo, os cavacos (c) e (d) são mais alongados. Da mesma forma, as extremidades pontiagudas e curvas foram geradas pela intersecção do centro da fresa e de seu raio de ponta com a peça, ao passo que as extremidades opostas, rombudas, originaram-se a partir do diâmetro externo da fresa. Embora estejam em escalas distintas, mesmo assim é possível constatar que os cavacos da imagem (c) são mais estreitos por conta do menor avanço por dente ($f_z = 0,005$ mm/z), sendo os cavacos mostrados em (d) mais espessos devido ao avanço duplicado.

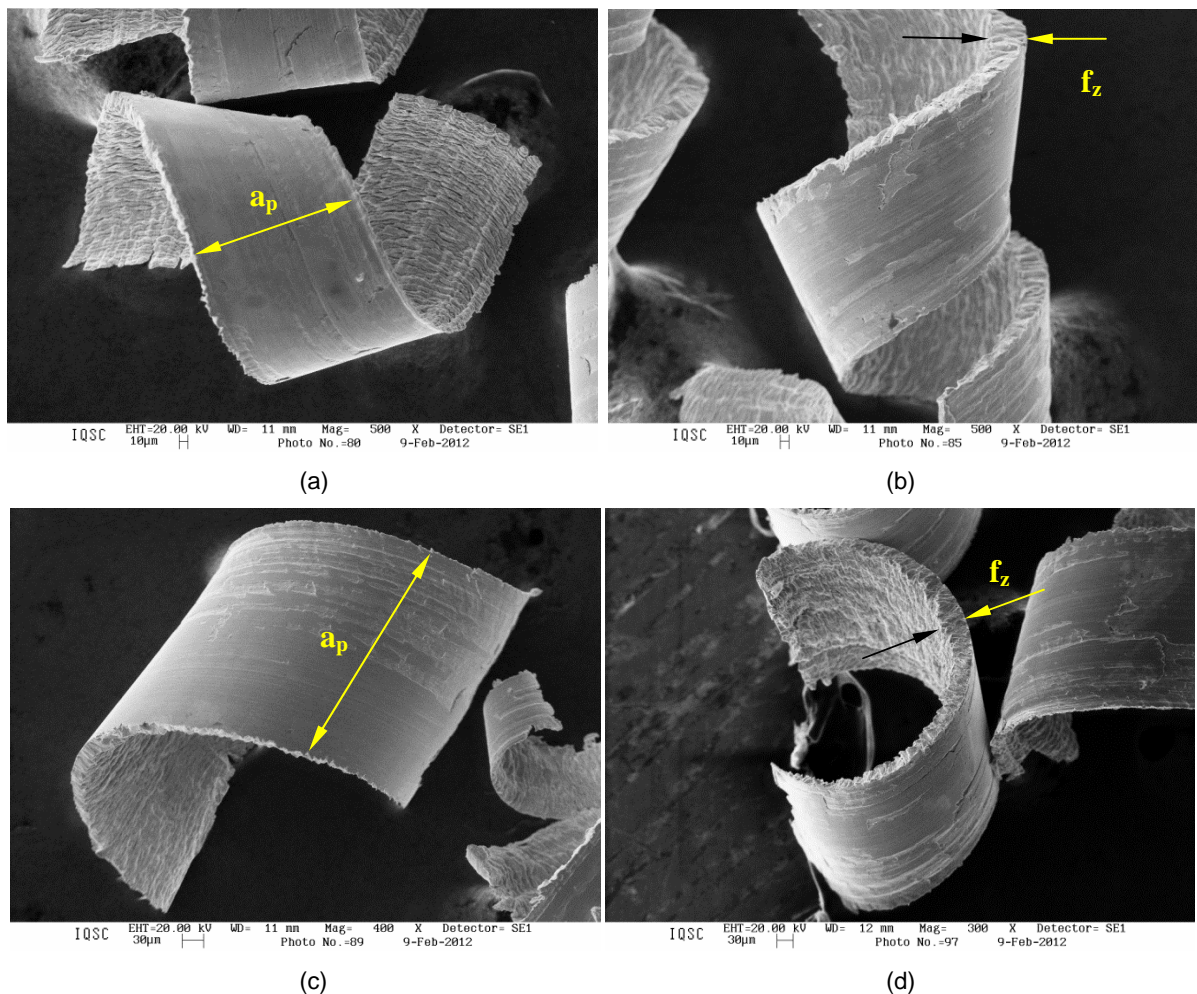
Por fim, nota-se em todas as condições de microusinagem apresentadas na Figura 47 que alguns cavacos têm forma de vírgula isolada e outros parecem estar unidos. Na realidade, numa vista lateral, o cavaco fruto deste microfresamento deve ter altura próxima da profundidade de usinagem (relativa a cada condição de corte) e um raio impresso pelo raio de ponta da fresa. Numa vista superior (fresamento de topo), o cavaco deve possuir forma de meia lua (semicírculo), com espessura da seção transversal variável, sendo zero nas extremidades ($\psi = 0^\circ = 180^\circ$) e espessura máxima no centro ($\psi = 90^\circ$) igual a f_z , tal como ilustra a Figura 46.

Os cavacos em forma de vírgula isolada são, na verdade, partes ou lamelas do cavaco descrito acima e eles foram desmembrados em função de uma aparente deformação localizada e periódica, ao longo de todo o ângulo de contato da ferramenta com a peça ($\psi = 180^\circ$), que demonstra respeitar os intervalos identificados nos sinais da força de corte, tal como exemplificado na Figura 45. É por isso que a grande maioria dos cavacos gerados pelo microfresamento apresentam seis segmentos ou lamelas justapostas.

Durante a formação do cavaco, dado um gradiente de velocidade de fluxo de material em sua seção transversal (devido ao raio de ponta da fresa e o diâmetro variável), o cavaco se deforma de maneira desigual, tendendo a se abrir numa helicóide, porém fraturando em sua porção mais fina (parte inferior do cavaco encurvada, impressa pelo raio de ponta da fresa). Essas deformações sinalizam ocorrer em seções definidas do cavaco, quando sua espessura atinge dimensões características, como raio de aresta da fresa, espessura média do cavaco e espessura máxima. Nestes pontos, o escoamento é localizado e a força de corte relaxa, apresentando no sinal oscilações representativas do fenômeno, tal como o limite de escoamento ocorrido num ensaio de tração-deformação.

Analisando agora o processo de formação de cavaco no fresamento em macroescala, pode-se também classificar inicialmente os cavacos com base na profundidade de usinagem empregada nos ensaios (Figura 48).

Figura 48 - Imagens obtidas por MEV de exemplares de cavaco gerados no macrofresamento nas condições de usinagem (a) C1, (b) C2, (c) C3 e (d) C4.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

As imagens (a) e (b) mostram cavacos gerados com a menor profundidade de usinagem ($a_p = 0,160$ mm) e as imagens (c) e (d) são representativas de cavacos obtidos com a maior profundidade de usinagem adotada no macrofresamento ($a_p = 0,320$ mm).

A diferença na profundidade de usinagem influi decisivamente na geometria do cavaco, uma vez que o menor a_p é apenas 6% maior que o raio de ponta da fresa ($r_\epsilon = 0,15$ mm). Essa seção transversal curva do cavaco gera um gradiente de velocidade de fluxo de material durante a formação do cavaco e uma deformação desigual ao longo de sua altura (a_p), tornando-o helicoidal, como visto na imagem (a) e (b).

Quanto às espessuras dos cavacos, em (a) eles são mais finos devido ao menor avanço por dente ($f_z = 0,010$ mm/z), enquanto em (b) são mais espessos por causa do avanço por dente dobrado.

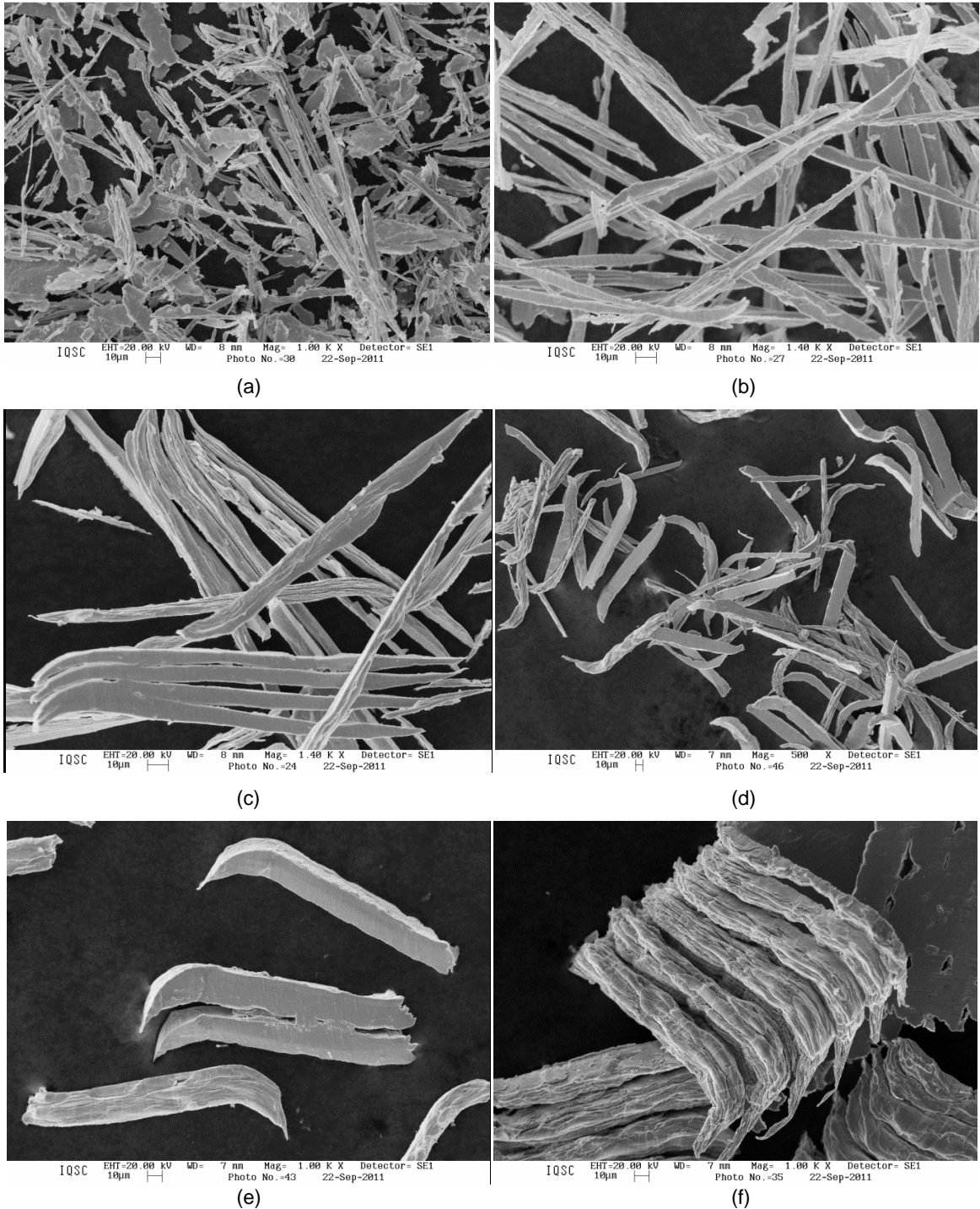
A mesma analogia pode ser feita para os cavacos mostrados nas imagens (c) e (d), porém, com o dobro da profundidade de usinagem. A profundidade de usinagem de 0,320

mm gera uma porção curva do cavaco em apenas 47% de sua altura ou a_p , uma vez que o raio de ponta da fresa é o mesmo. Por esse motivo, os cavacos (c) e (d) são mais largos e não helicoidais ou helicoidais, porém com ângulo de hélice visivelmente menor. É possível constatar que os cavacos da imagem (c) são mais estreitos por conta do menor avanço por dente ($f_z = 0,010$ mm/z), sendo os cavacos mostrados em (d) mais espessos devido ao avanço duplicado.

Como discutido previamente na Figura 37, embora as áreas da seção de corte das condições C4 do microfresamento e C1 do macrofresamento sejam iguais, a energia específica de corte foi 88,9% superior no microfresamento. De fato, o processo de formação (e deformação) dos cavacos em ambas as condições foram bastante distintos, uma vez que em microescala, houve escoamento localizado, formação de lamelas, trincas na parte inferior (réplica do raio de ponta da fresa) e abertura do cavaco tendendo a uma helicoide. Em macroescala, devido ao maior raio de ponta da fresa, o cavaco apresentou um maior fluxo desigual lateral e a formação da helicoide com maior ângulo de hélice. Muito provavelmente, o consumo de energia por volume necessário para formar o cavaco da condição C4 em microescala foi maior que o do cavaco da condição C1 em macroescala.

A seguir, com base na Figura 49, é apresentada uma análise do processo de formação de cavaco segundo as energias específicas apresentadas na Figura 41.

Figura 49 - Imagens obtidas por MEV de exemplares de cavaco gerados no microfresamento com $a_p = 0,160$ mm e f_z igual a (a) $0,1 \mu\text{m}/\text{z}$, (b) $0,3 \mu\text{m}/\text{z}$, (c) $0,6 \mu\text{m}/\text{z}$, (d) $1,0 \mu\text{m}/\text{z}$, (e) $3,0 \mu\text{m}/\text{z}$ e (f) $7,0 \mu\text{m}/\text{z}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

As imagens podem ser divididas em dois grupos: (a) e (b) e (c) a (f). A imagem (a) mostra um conglomerado de partículas extraídas da peça pela ação da microfresa, as quais não se podem, salvo melhor julgamento, denominar de cavacos. Apresentam formas variadas, desde elementos equiaxiais até alongados em forma de ripas finas. Indicam terem sofrido o processo de arrancamento ou esmagamento durante o contato peça-ferramenta, devido ao baixíssimo avanço por dente empregado ($f_z = 0,1 \mu\text{m/z}$). Uma análise utilizando MEV da superfície usinada mostra claramente rebarbas periódicas nas laterais do canal microfresado de até 0,7 mm de comprimento (praticamente o diâmetro da microfresa) e um padrão de textura superficial no fundo do canal em forma de escamas, deformadas e microtrincadas no sentido do avanço da ferramenta (Figura 50(a)), compatíveis com as partículas equiaxiais mencionadas acima.

O avanço por dente de $0,3 \mu\text{m/z}$ gerou principalmente partículas alongadas em forma de ripas estreitas e houve uma menor ocorrência de partículas equiaxiais, como apresenta a imagem (b). Estes elementos são em sua maioria retos e isolados (não aglomerados), apresentando uma das extremidades sensivelmente curvada em alguns poucos casos. Empregando MEV na superfície usinada, observa-se também a ocorrência periódica de rebarbas nas laterais do canal microfresado, porém com comprimentos médios de 0,2 mm, além de uma textura superficial no fundo do canal em forma de escamas, porém mais uniforme e espaçada na direção do avanço da ferramenta (Figura 50(b)).

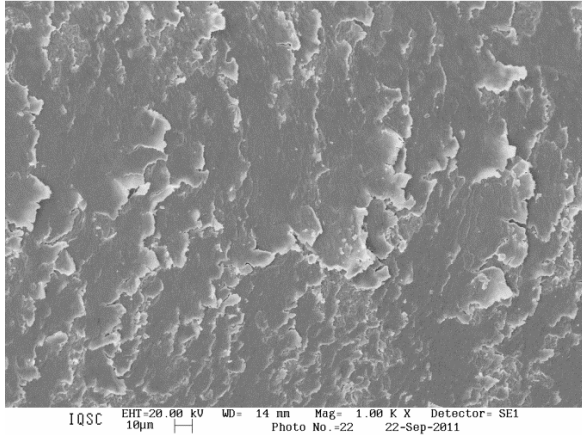
Nestes dois primeiros casos, em particular, o baixo volume efetivamente removido de material da peça frente à energia requerida para a deformação das rebarbas e delaminação da superfície microusinada elevou a energia específica a níveis próximos ou superiores a 70 J/mm^3 , como mostra a Figura 41. Além disso, pode-se constatar que a espessura mínima de corte que seria necessária para formação completa do cavaco indica não ter sido atingida, tanto pelo cálculo estimado por Vogler, Devor e Kapoor (2004), $h_{\text{min}} = 0,684 \mu\text{m}$ (Figura 45), como pela verificação visual das partículas extraídas destas condições de microusinagem, mostradas nas imagens (a) e (b).

As imagens (c) a (f) demonstram mais claramente que as partículas removidas do processo de microfresamento sejam, de fato, cavacos, pois apresentam as mesmas características geométricas dos exemplares mostrados na Figura 47, isto é, aglomerados de lamelas com escoamento localizado (em sua maioria) e raio de curvatura em uma das extremidades, que são as réplicas do raio de ponta da microfresa. Além disso, a partir do avanço por dente de $0,6 \mu\text{m/z}$ (imagem (c)), atingiu-se a espessura mínima de corte.

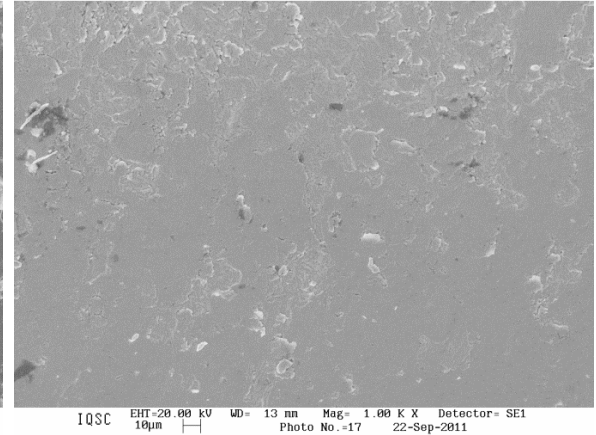
As diferenças dos cavacos das imagens (c) à (f) são a diminuição gradativa e significativa do comprimento das rebarbas laterais (variando de 0,1 a 0,01 mm), o aumento da espessura máxima do cavaco, dado o aumento do avanço por dente, e a mudança no

padrão de rugosidade da superfície do fundo do canal microfresado, com a minimização da textura de escamas em $f_z = 0,6 \mu\text{m/z}$ (Figura 50(c)), eliminação completa destas em $f_z = 1,0 \mu\text{m/z}$ (Figura 50(d)), e surgimento de marcas de avanço da microfresa (com escoamento lateral de cavaco - “side flow”) a partir de $f_z = 3,0 \mu\text{m/z}$ (Figura 50(e) e (f)). Por fim, com o aumento do avanço por dente e a consequente diminuição gradativa de deformação, delaminação e formação de rebarbas, ou melhora na formação e remoção efetiva de cavaco, a energia específica de corte reduz exponencialmente de cerca de 40 J/mm^3 para patamares abaixo de 10 J/mm^3 .

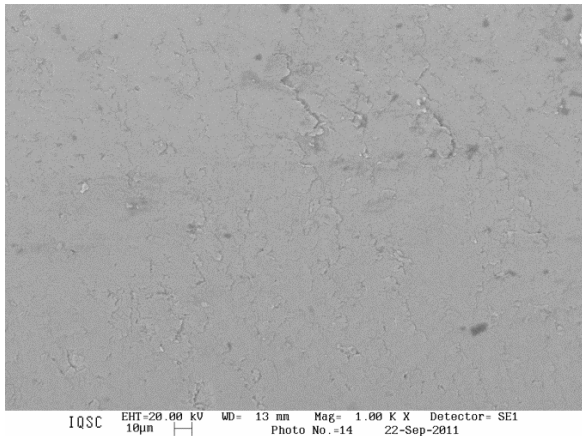
Figura 50 - Imagens obtidas por MEV das superfícies microfresadas com $a_p = 0,160$ mm e f_z igual a (a) $0,1 \mu\text{m/z}$, (b) $0,3 \mu\text{m/z}$, (c) $0,6 \mu\text{m/z}$, (d) $1,0 \mu\text{m/z}$, (e) $3,0 \mu\text{m/z}$ e (f) $7,0 \mu\text{m/z}$.



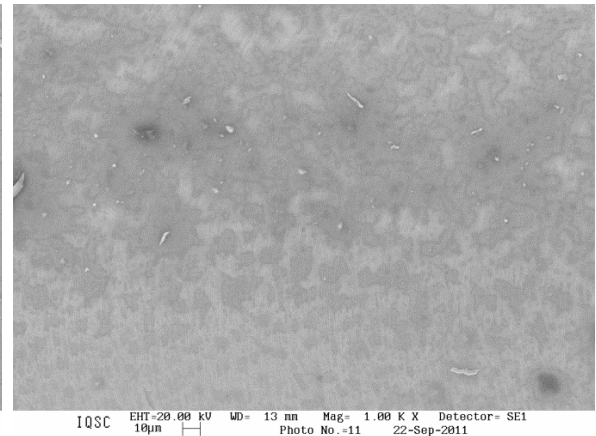
(a)



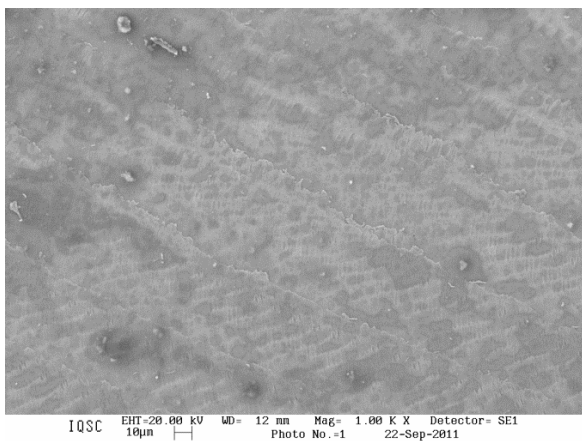
(b)



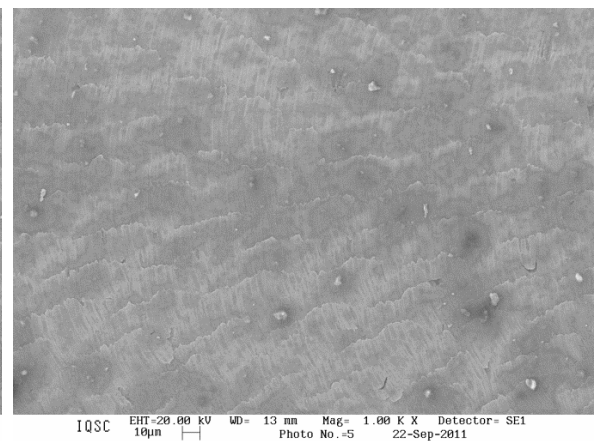
(c)



(d)



(e)



(f)

Fonte: Elaboração do próprio autor.

5 CONCLUSÕES

O efeito de escala, cuja principal variável indicadora de sua ocorrência é a energia específica de corte, demonstra ser governado pelo mecanismo de endurecimento superficial e subsuperficial da peça, decorrente do aumento da densidade de discordâncias, causado pela elevação das tensões na zona de cisalhamento primária, que se reflete na superfície da peça usinada, através da zona (deformação) plástica ao redor do contato peça-ferramenta.

Este mecanismo de encruamento pode atuar em conjunto ou ser derivado e potencializado pelo efeito geométrico do raio de aresta da ferramenta, pois se maior que a espessura de corte, eleva o nível de deformação do cavaco, dado o ângulo de saída efetivo negativo, aumentando a força de deformação em detrimento da força de corte. Ambos os mecanismos, isoladamente ou em conjunto (incluindo o primeiro como consequência do segundo), aumentam as tensões de cisalhamento e a energia específica de corte, evidenciando o efeito de escala na usinagem.

O efeito de escala pode ocorrer tanto em macro como em microusinagem. No primeiro caso, pode ser assumido não significativo, uma vez que a razão raio de aresta e espessura de corte é menor que a unidade. No segundo, deve ser significativo, pois a razão raio de aresta e espessura de corte é maior que a unidade. Razões próximas à unidade sugerem um comportamento chave na usinagem em microescala, uma vez que se pode determinar a rugosidade da superfície usinada mínima para a energia específica de corte máxima. Este comportamento permite determinar o raio de aresta da ferramenta de modo indireto.

A área da seção de corte influi no efeito de escala, uma vez que deriva da espessura de corte. Porém, áreas iguais não resultam em energias específicas de corte iguais, desde que o formato da área seja minimamente diferente. Geometrias de seção de corte distintas conduzem à formação de cavaco sob diferentes níveis de deformação e, conseqüentemente, distintos níveis de energia específica de corte.

O efeito de escala é regido pelas taxas de crescimento das variáveis que o compõem. O volume de cavaco removido, a área da seção de corte ou a taxa de remoção de material sempre crescem a uma razão maior que a da energia consumida, força de corte ou potência de corte, respectivamente. Essa diferença nas taxas de crescimento tanto será maior, quanto menor a escala de usinagem.

Na usinagem em microescala com espessura de cavaco variável, dado o significativo efeito de escala, o processo de formação de cavaco percorre três fases distintas ao atingir quatro dimensões características da razão raio de aresta e espessura de corte, que são raio de aresta, espessura mínima, média e máxima de cavaco. Nestas dimensões, sugere-se

ocorrer escoamento localizado em regiões particulares do cavaco, visíveis na força de corte e influentes na energia específica.

5.1 Recomendação para Trabalhos Futuros

- Estudar o efeito de escala na formação de cavaco contínuo em macro e microescala;
- Avaliar o comportamento do efeito de escala com a penetração de trabalho menor que o diâmetro da fresa em microfresamento;
- Investigar a razão das diferentes taxas de crescimento da força de corte e área da seção de corte;
- Quantificar a densidade de discordâncias na superfície usinada através de microscopia eletrônica de transmissão e correlacionar com efeito de escala.

REFERÊNCIAS

- ALTING, L.; KIMURA, F.; HANSEN, H. N.; BISSACO, G. Micro engineering. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Amsterdam, v. 52, n. 2, p. 635-658, 2003.
- ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. **Precision Engineering**, Philadelphia, v. 33, n. 4, p. 402-407, 2009.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E112-96**: Standard test methods for determining average grain size. West Conshohoken, 2004. 26 p.
- BOOTHROYD, G. **Fundamentals of metal machining and machine tools**. International student edition. Tokyo: McGraw-Hill, 1981. 350 p.
- CALLISTER, W. D. **Fundamentos da ciência e engenharia de materiais**. 2. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2006. 704 p.
- CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHET, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, New York, v. 46, n. 3-4, p. 313-332, 2006.
- DEGARMO, E. P.; BLACK, J. T.; KOHSER, R. A. Fundamentals of chip type machining processes. In: _____. **Materials and processes in manufacturing**. 8. ed. Upper Saddle River: Prentice-Hall, 1997. p. 589-617.
- DHANORKER, A.; ÖZEL, T. An experimental and modeling study on meso/micro end milling process. ASME INTERNATIONAL MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING CONFERENCE - MSEC, 2006, Ypsilanti. Proceedings... Ypsilanti: ASME, 2006. p. 1071-1079.
- DIETER, G. E. **Metalurgia mecânica**. 2. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan, 1981. 654p.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 2. ed. São Paulo: Artliber, 2000. 244 p.
- DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y. Recent advances in mechanical micromachining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Amsterdam, v. 55, n. 2, p. 745-768, 2006.
- ERSOY, A.; ATICI, U. Performance characteristics of circular diamond saws in cutting of different type of rocks. **Diamond and Related Materials**, Lausanne, v. 13, n.1, p. 22-37, 2004.
- FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1970. 754 p.
- GORCZYCA, F. E. **Application of metal cutting theory**. New York: Industrial Press, 1987. 298 p.
- JACKSON, M. J. Micro and nanomachining. In: DAVIM, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. London: Springer, 2008. p. 271-298.
- KALPAKJIAN, S. **Manufacturing processes for engineering materials**. 2. ed. Menlo Park: Addison Wesley, 1991. 920 p.

LAI, X.; LI, H.; LI, C.; LIN, Z., NI, J. Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, New York, v. 48, n. 1, p. 1-14, 2008.

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

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 2009. 371 p.

MALKIN, S. Grinding mechanisms. In: _____. **Grinding technology: theory and applications of machining with abrasives**. Dearborn: SME, 1989. p. 107-142.

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

MENLOSYSTEMS. **Micromachining**. Martinsried, 2012. Disponível em: <<http://www.menlosystems.com/home/applications/micromachining.html>>. Acesso em: 4 mar. 2012.

OSTEO-TI. **Micro threading**. St. Sampsons, 2012. Disponível em: <<http://www.osteoti.com/detal-implant-system-micro-threading>>. Acesso em: 04 mar. 2012.

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.

SANDVIK COROMANT DO BRASIL. **Steel turning**. São Paulo, 2000.

SCHROETER, R. B. Medição e análise de forças na usinagem de ultraprecisão de materiais de comportamento duro e frágil. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA-COBEM, 15., 1999, Águas de Lindóia-SP. **Anais...** Campinas: ABCM, 1999.

SHAW, M. C. Energy conversion in cutting and grinding. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Amsterdam, v. 45, n. 1, p. 101-104, 1996.

SHAW, M. C. Introduction. In: _____. **Principles of abrasive processing**. New York: Oxford University Press, 1995. p. 1-12.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: Oxford Science, 1984. 594 p.

TURKOVICH, B. F. V. Shear stress in metal cutting. **Journal of Engineering for Industry**, Fairfield, v. 92, n. 1, p. 151-157, 1970.

VAN VLACK, L. H. **Princípios de ciência dos materiais**. São Paulo: Edgard Blucher, 1970. 427 p.

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