

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

FERNANDO BRANDÃO DE OLIVEIRA

Efeito de escala e espessura mínima de corte no
microfresamento

São Carlos - SP

2017

FERNANDO BRANDÃO DE OLIVEIRA

Efeito de escala e espessura mínima de corte no
microfresamento

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos mínimos para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Manufatura

Orientador: Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues

**ESTE EXEMPLAR TRATA-SE
DA VERSÃO CORRIGIDA. A
VERSÃO ORIGINAL
ENCONTRA-SE DISPONÍVEL
JUNTO AO DEPARTAMENTO
DE ENGENHARIA MECÂNICA
DA EESC-USP.**

São Carlos - SP

2017

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTA TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Oliveira, Fernando Brandão de
048e Efeito de escala e espessura mínima de corte no
microfresamento / Fernando Brandão de Oliveira;
orientador Alessandro Roger Rodrigues. São Carlos,
2017.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica e Área de Concentração em
Manufatura -- Escola de Engenharia de São Carlos da
Universidade de São Paulo, 2017.

1. Microfresamento de topo. 2. Efeito de escala. 3.
Energia específica de corte. 4. Espessura mínima de
corte. 5. Tamanho de grão da peça. 6. Taxa de variação
da flexibilidade. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **FERNANDO BRANDÃO DE OLIVEIRA.**

Título da tese: "Efeito de escala e espessura mínima de corte no microfresamento".

Data da defesa: 05/04/2017.

Comissão Julgadora:

Resultado:

Prof. Dr. **Alessandro Roger Rodrigues**
(Orientador)
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado

Prof. Dr. **Alexandre Mendes Abrão**
(Universidade Federal de Minas Gerais/UFMG)

APROVADO

Prof. Dr. **Amauri Hassui**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

APROVADO

Prof. Associado **Renato Goulart Jasinevicius**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADO

Prof. Dr. **Armando Ítalo Sette Antoniali**
(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

Aprovado

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:
Prof. Associado **Gherhardt Ribatski**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Associado **Luís Fernando Costa Alberto**

DEDICATÓRIA

Aos meus pais, Eliane e Ricardo, pelo carinho e motivação para enfrentar qualquer desafio, e à minha esposa, Camila, pelo apoio constante e por compreender 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), por aceitar me orientar em mais um trabalho e por todo conhecimento a mim atribuído ao longo dos últimos anos. Agradeço também pela confiança, paciência e amizade ao longo desses anos.

Ao Prof. Dr. Renato Goulart Jasinovicus, do Laboratório de Engenharia de Precisão (LEP), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pela disponibilização de infraestrutura para a medição das variáveis da pesquisa e por contribuir com diversas ideias ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Jaime Gilberto Duduch, do Laboratório de Engenharia de Precisão (LEP), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), por me receber no LEP e por sempre atender prontamente todos os nossos pedidos de melhorias no laboratório.

Ao Prof. Tit. Reginaldo Teixeira Coelho e ao Prof. Dr. Eraldo Jannone da Silva, do Laboratório de Processos Avançados e Sustentabilidade (LAPRAS), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pela disponibilização de infraestrutura para preparação dos corpos de prova e medição das variáveis da pesquisa. Agradeço ainda ao Prof. Tit. Reginaldo Teixeira Coelho pela supervisão durante o estágio no Programa de Aperfeiçoamento de Ensino (PAE) e por todos os conselhos ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

À Dra. Eng.^a Luciana Wasnievski da Silva de Luca Ramos, ao Eng. Antônio Militão de Azevedo Lima e ao Eng. MSc. Tiago Cacossi Picarelli, do Laboratório de Micromanufatura, do Núcleo de BioNanoManufatura, Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT), por disponibilizarem sua infraestrutura para o desenvolvimento deste trabalho e pelo apoio técnico à pesquisa.

Ao Dr. Eng. André Marcon Zanatta, ao Eng. MSc. Vagner Bendo Demetrio e ao Sr. Tiago Carlos Guerra, do Instituto SENAI de Inovação em Sistemas de Manufatura, SENAI/SC em Joinville-SC, por disponibilizarem sua infraestrutura para o desenvolvimento deste trabalho e pelo apoio técnico à pesquisa.

Ao Sr. Mauro Olivatto, técnico do Laboratório de Processos de Fabricação (LAMAFE), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pelo auxílio na confecção de dispositivos e corpos de prova utilizados nos ensaios.

Ao Sr. Luis Carlos Neves, técnico do Laboratório de Metrologia, da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), pelo auxílio em ensaios referentes a este trabalho.

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 Prof. MSc. Ricardo Arai e ao Prof. MSc. Marcel Henrique Militão Dib, do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo, pelo auxílio na preparação de corpos de prova utilizados nos ensaios, além da amizade e convívio ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Aos membros do Grupo de Inovação em Manufatura e Engenharia de Precisão (IMEP) e aos companheiros de trabalho do LEP, André da Motta Gonçalves, Daniel de Carvalho Secco, Flávio Henrique Manarelli, France Sutil de Aguiar, Igor Basso, Luis Fernando Idalgo, Marcelo Ferreira Batista e Matias Gomes dos Santos Neto, pelos momentos de apoio e por todas as sugestões para o desenvolvimento deste trabalho.

Aos amigos Danilo Ferreira Barbosa e Julia Knippelberg Bifano Manea, pelas experiências e resultados divididos durante suas iniciações científicas em conjunto com este trabalho, além da amizade e apoio constante.

À Adriana Bruno Norcino, pela amizade e apoio ao longo desses anos, e pelo suporte na execução de todos os ensaios de microusinagem e contribuição no tratamento e discussão de diversos resultados ao longo do desenvolvimento deste trabalho. Agradeço também aos seus pais, Cláudio e Vera, e sua irmã, Laís, que me receberam com carinho e cordialidade em sua casa durante a execução de ensaios no IPT.

Aos meus pais, Eliane e Ricardo, meus irmãos, Lucas, Frederico, Marcelo e Eduardo, e demais familiares que sempre me incentivaram a crescer, por compreenderem os diversos momentos de ausência e me apoiarem em todos os sentidos.

À minha esposa Camila, por me apoiar e acalmar nos momentos de nervosismo, além de todo carinho e paciência ao longo do desenvolvimento deste trabalho. Agradeço também aos meus sogros, Ilma e Isaías, pelo apoio e estímulo para conclusão deste trabalho.

Ao amigo Esrom Afonso, pela amizade e apoio ao longo dos últimos anos, e por me receber em sua casa nos meses finais deste trabalho.

Aos amigos Adolfo Ferrarin, Aldo Rigatti, Ana Paula Coelho, Branco, Camilla Brandão, Carlos Ferri, César Augusto, Claiton Oliveira, Cláudia Nascimento, Cleiton Assis, Eli Jorge, Fabíola Figueiredo, Géferson de Souza, Ilda, Ivana Salvagni, Jesus Fernandes, José Cláudio Azevedo, Juliana Paganelli, Juliana Nakamoto, Karina Damião, Maria Thereza

Cipriani, Melcineide, Neube Ostan, Vagner Augusto, Vlademir Alves e William Douglas pela amizade e apoio ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

As Sras. Ana Paula Bueno Bardelotte e Iara Alice Oliveira, secretárias do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPG-AEM), por nos atender prontamente em qualquer situação e pela paciência e carinho com que sempre me receberam.

A todos os docentes e funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica (SEM) e do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPG-AEM), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP), por nos atender prontamente em qualquer situação.

Ao CNPq pela concessão da bolsa de estudo.

Ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo (IFSP) por conceder o afastamento das minhas atividades na fase final do doutorado, o que foi extremamente importante para o término desta pesquisa. Agradeço também aos colegas e companheiros de trabalho do IFSP campus Matão pelo apoio e torcida para o encerramento deste trabalho.

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

EPÍGRAFE

“A tarefa não é tanto ver o que ninguém viu ainda,
mas pensar o que ninguém pensou sobre algo que todos veem.”

Arthur Schopenhauer

RESUMO

OLIVEIRA, F. B. **Efeito de escala e espessura mínima de corte no microfresamento.** 2017. 122 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.

Esta tese determina a influência da fase e do tamanho de grão da peça no efeito de escala, espessura mínima de corte, rugosidade e rebarba da peça ao produzir canais retos por microfresamento de topo. Além disso, propõe-se método para determinar a espessura mínima de corte baseado na taxa de variação da flexibilidade do cavaco. Os ensaios foram conduzidos em um centro de microusinagem CNC Kern Pyramid Nano, variando o avanço por dente em 0,25; 0,5; 0,75; 1; 1,25; 2; 3 e 4 μm . Os aços COS AR 60 como recebido perlítico-ferrítico (tamanho de grão de 11 μm) e ferrítico com grãos ultrafinos (tamanho de 0,7 μm) foram empregados nos testes. Microfresas Sandvik R216.32-00830-AI08G 1620 de carbeto de tungstênio de duas arestas, revestidas de TiAlN, diâmetro de 800 μm e raio de aresta de 1,9 μm foram aplicadas no corte sem fluido, com velocidade de corte, profundidade e penetração de trabalho de 60 m/min, 160 μm e 800 μm , respectivamente. Foram consideradas três observações para cada condição de corte sem a influência do desgaste da ferramenta para aplicação da Análise de Variância. Os resultados indicam que a redução do tamanho de grão em 94% e a fase ferrítica diminuíram a espessura mínima de corte em 34%, antecipando a formação plena do cavaco, e reduziram a rugosidade da peça em até 60% para avanços por dente próximos ao valor do raio de aresta da ferramenta, mas não foram significativos no efeito de escala e na formação de rebarba. Por outro lado, o aumento do avanço em 16 vezes diminuiu a energia específica de corte e o tamanho da rebarba em 92% e 86%, respectivamente. O método da taxa de variação da flexibilidade, aplicado durante a fase inicial de formação do cavaco, sinaliza ser indicado para determinar a espessura mínima de corte, pois concordou com a análise do cavaco e da topografia microfresada, bem como com a literatura científica. A não significância da microestrutura ultrafina na energia específica e no tamanho de rebarba indica que pode haver tamanho de grão ótimo a ser buscado para aplicações em microcorte. Estes achados podem ser úteis em operações de acabamento, onde se visa especificar avanços e materiais da peça que equalizem o acabamento do produto microusinado com o efeito de escala e a formação de rebarba, dentre outras variáveis tecnológicas, como tempo de usinagem e produtividade.

Palavras-chave: *Microfresamento de topo. Efeito de escala. Energia específica de corte. Espessura mínima de corte. Tamanho de grão da peça. Taxa de variação da flexibilidade.*

ABSTRACT

OLIVEIRA, F. B. **Size effect and minimum chip thickness in micromilling**. 2017. 122 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.

This thesis specifies the influence of the workpiece microstructure and grain size over size effect, minimum cutting thickness, part finishing and burr formation when producing straight slots by end micro milling. In addition, it proposes a method to determine the minimum cutting thickness based on named chip compliance changing rate. Milling tests were carried out in a micro milling center CNC Kern Pyramid Nano by varying feed per tooth in 0.25; 0.5; 0.75; 1; 1.25; 2; 3 and 4 $\mu\text{m}/\text{tooth}$. COS AR60 as received pearlite-ferrite (11 μm grain size) and ultrafine grain ferrite (0.7 μm grain size) steels were used as workpiece. TiAlN coated two-flute carbide end mills Sandvik R216.32-00830-AI08G 1620 with 800 μm diameter and 1,9 μm cutting edge radius were applied to dry cutting by keeping constant cutting speed, depth of cut and width of cut in 60 m/min, 160 μm e 800 μm , respectively. Three runs for each micro cutting condition were considered to apply Analysis of Variance on output variables. Tool wear was monitored to eliminate its influence on tests. The results indicated both ferrite phase and smallest grain size decreased the minimum cutting thickness in 34% by hastening the complete chip formation, as well as they reduced the workpiece roughness up to 60% for feeds per tooth near tool cutting edge radius magnitude. However, they did not significant over both size effect and burr size. Otherwise, specific cutting energy and burr size decreased 92% and 86%, respectively, as tool feed per tooth increased 16 times. The compliance changing rate method applied along chip initial formation demonstrates to be feasible to determine the minimum cutting thickness since results agreed with both chip qualitative formation mechanism and micro milled part topography, even as with scientific literature. The non-significance of the part ultrafine microstructure both on specific cutting energy and burr size suggests there can be an optimum grain size for a given workpiece material for micro cutting applications. In conclusion, these findings may be useful for finishing operations at micro cutting where both tool feed and part material need to balance product finishing, size effect and burr formation among other technological variables e.g. machining time and productivity.

Keywords: *Micromilling. Size effect. Specific cutting energy. Minimum chip thickness. Workpiece grain size. Chip compliance changing rate.*

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Esquema da aresta de corte (a) no corte convencional e (b) em microescala.....	33
Figura 2 - Componentes microusinados por laser: (a) microfuros e (b) microcanais.	40
Figura 3 - Formação do cavaco para diferentes espessuras de cavaco não deformado.	42
Figura 4 - 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.	43
Figura 5 - Curva característica do efeito de escala na zona de transição <i>plowing</i> -cisalhamento.....	44
Figura 6 - Ponto de estagnação na superfície de saída de ferramentas de corte com ângulo de saída altamente negativo.	46
Figura 7 - Fatores de controle e respostas alvos da pesquisa.	58
Figura 8 - Fixação do corpo de prova no centro de usinagem CNC.....	59
Figura 9 - Fotomicrografia do aço COS AR60 (a) como recebido e (b) com grãos ultrafinos (GUF) para caracterização microestrutural do material da peça.	61
Figura 10 - Geometria dos corpos de prova com dimensões em mm.	61
Figura 11 - Ilustração cotada da ferramenta utilizada nos ensaios de microfresamento.	62
Figura 12 - Relatório gerado durante o processo de medição do raio de aresta das ferramentas utilizadas neste trabalho.....	63
Figura 13 - Dimensões dos corpos de prova (mm) e apresentação dos canais microfresados.	64
Figura 14 - Sistema de coordenadas do dinamômetro utilizado durante os ensaios de usinagem.	65
Figura 15 - Imagem ilustrativa do processo de medição do comprimento de rebarba de topo concordante e discordante utilizando-se o <i>software</i> Autocad®.....	67
Figura 16 - Esquema do método da mudança da taxa de <i>compliance</i>	68
Figura 17 - Efeito do avanço por dente ($\mu\text{m}/z$) na energia específica de corte, comparando os dois tamanhos de grão.	71
Figura 18 - Gráfico dos efeitos principais (a) avanço por dente e (b) material da peça sobre a energia específica de corte.	73
Figura 19 - Gráfico do efeito da interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na energia específica.	74
Figura 20 - Ajuste de retas para os valores de energia específica de corte do aço COS AR60 considerando (a) o ajuste do menor para o maior avanço e (b) do maior para o menor avanço.	76
Figura 21 - Curva potencial da energia específica de corte e o ajuste de retas para as duas regiões do efeito de escala para o aço COS AR60.....	77
Figura 22 - Ajuste de retas para os valores de energia específica de corte do aço GUF considerando (a) o ajuste do menor para o maior avanço e (b) do maior para o menor avanço.....	78
Figura 23 - Curva potencial da energia específica de corte e o ajuste de retas para as duas regiões do efeito de escala para o aço GUF.....	79
Figura 24 - Efeito do avanço por dente ($\mu\text{m}/z$) na energia específica de corte comparando os dois materiais da peça e as duas regiões do efeito de escala.....	80

Figura 25 - Comparação entre a rugosidade média aritmética 3D (S_a) considerando os diferentes avanços por dente para os dois materiais.	81
Figura 26 - Gráfico dos efeitos principais (a) avanço e (b) material da peça sobre a rugosidade média aritmética 3D (S_a).....	83
Figura 27 - Gráfico do efeito da interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na rugosidade média aritmética 3D (S_a).	84
Figura 28 (a) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço COS AR60 considerando-se os avanços por dente de 0,25; 0,5; 0,75 e 1 μm	85
Figura 28 (b) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço COS AR60 considerando-se os avanços por dente de 1,25; 2; 3 e 4 μm	86
Figura 29 (a) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço GUF considerando-se os avanços por dente de 0,25 e 0,5 μm	88
Figura 29 (b) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço GUF considerando-se os avanços por dente de 0,75; 1; 1,25 e 2 μm	89
Figura 29 (c) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço GUF considerando-se os avanços por dente de 3 e 4 μm	90
Figura 30 - Comprimento de rebarba de topo concordante em função do avanço para os aços COS AR60 e GUF.	92
Figura 31 - Gráfico dos efeitos principais (a) avanço e (b) material da peça sobre o comprimento de rebarba de topo concordante (CRTC em μm).	94
Figura 32 - Gráfico do efeito da interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) no comprimento de rebarba de topo concordante (CRTC em μm).....	94
Figura 33 - Relação entre comprimento da rebarba de topo concordante (CRTC) e energia específica de corte no microfresamento para os dois materiais da peça.	95
Figura 34 - Comprimento de rebarba de topo discordante em função do avanço para o COS AR60 e para o GUF.....	97
Figura 35 (a) - Avaliação qualitativa da formação de cavaco no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF considerando-se o avanço por dente de 0,25 μm	97
Figura 35 (b) - Avaliação qualitativa da formação de cavaco no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF considerando-se os avanços por dente de 0,5; 0,75; 1 e 1,25 μm	98
Figura 35 (c) - Avaliação qualitativa da formação de cavaco no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF considerando-se os avanços por dente de 2; 3 e 4 μm	99
Figura 36 - Cavacos gerados no microfresamento dos aços (a) COS AR60 com $f_z = 1 \mu\text{m}/z$ e (b) GUF com $f_z = 0,75 \mu\text{m}/z$	100
Figura 37 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço COS AR60.....	102
Figura 38 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço COS AR60 considerando-se os avanços próximos a 1 $\mu\text{m}/z$	102
Figura 39 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço GUF.....	103

Figura 40 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço GUF considerando-se os avanços próximos a 1 $\mu\text{m/z}$	104
Figura 41 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para os resultados obtidos por (a) Lai et al. (2008) e (b) Oliveira et al. (2015).	107
Figura 42 - Comparativo da energia específica de corte, rugosidade S_a , superfície microfresada, rebarba, formação de cavaco e espessura mínima de corte entre os aços COS AR60 e GUF.	108
Figura 43 - Superfícies geradas a partir da correlação dos resultados de (a) energia específica de corte e rugosidade S_a , e (b) energia específica de corte e comprimento de rebarba de topo concordante, em função do avanço por dente.	109

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Classificação das operações de microusinagem.	40
Tabela 2 - Variáveis de entrada nos ensaios de usinagem.	57
Tabela 3 - Composição química do aço COS AR60 utilizado nos ensaios de usinagem (% em peso).	60
Tabela 4 - Principais propriedades mecânicas do aço COS AR60 como recebido e sua versão com grãos ultrafinos.	60
Tabela 5 - Dimensões em mm das ferramentas utilizadas nos ensaios de usinagem.	62
Tabela 6 - ANOVA do efeito do avanço por dente e do material da peça na energia específica de corte ($R^2 = 88,44\%$).	72
Tabela 7 - ANOVA do efeito do avanço por dente e do material da peça na rugosidade média aritmética 3D (S_a) ($R^2 = 70,22\%$).	82
Tabela 8 - ANOVA do efeito do avanço por dente e do material da peça no CRTc ($R^2 = 78,18\%$).	93
Tabela 9 - Comparação da espessura mínima de corte entre diferentes autores, métodos, variáveis analisadas e materiais usinados.	105

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AISI	Instituto Americano do Aço e do Ferro (<i>American Iron and Steel Institute</i>)
ANOVA	Análise de variância
CAM	Manufatura assistida por computador
CNC	Controle numérico computadorizado
CNPq	Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico
CP	Comercialmente puro
CRTC	Comprimento de rebarba de topo concordante [μm]
CRTD	Comprimento de rebarba de topo discordante [μm]
ECAP	Prensagem em canais equiangulares (<i>Equal channel angular pressing</i>)
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
GUF	Material com microestrutura ferrítica homogênea com grãos ultrafinos
IFSP	Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo
IMEP	Inovação em Manufatura e Engenharia de Precisão
INPI	Instituto Nacional de Propriedade Intelectual
IPT	Instituto de Pesquisas Tecnológicas
IQSC	Instituto de Química de São Carlos
LAMAFE	Laboratório de Processos de Fabricação
LAPRAS	Laboratório de Processos Avançados e Sustentabilidade
LEP	Laboratório de Engenharia de Precisão
LIGA	Litografia, galvanoplastia e moldagem (<i>Lithography, Galvo and Abformung</i>)
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
Micro-ECM	Usinagem eletroquímica (<i>Electrochemical Machining</i>)
Micro-EDM	Usinagem por eletroerosão (<i>Electro Discharge Machining</i>)
Micro-LBM	Usinagem por laser (<i>Laser Beam Machining</i>)
Micro-USM	Usinagem por ultrassom (<i>Ultrasonic Machining</i>)
OFHC	Livre de oxigênio e alto condutor (<i>Oxygen-free high-conductive</i>)
PAE	Programa de Aperfeiçoamento de Ensino
PPG-AEM	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
SEM	Departamento de Engenharia Mecânica
SENAI	Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial
TiAlN	Nitreto de titânio e alumínio
USP	Universidade de São Paulo

LISTA DE SÍMBOLOS E UNIDADES

%	Porcentagem
γ	Ângulo de saída da ferramenta [°]
γ_t	Ângulo de saída efetivo da ferramenta [°]
C_{el}	Flexibilidade elástica [m^3/N]
C_o	Flexibilidade (<i>compliance</i>) [m^3/N]
$\frac{\Delta C_o}{C_o}$	Taxa de variação da flexibilidade
$\frac{\partial u}{\partial f_z}$	Derivada parcial de u em relação à f_z [N/m^3]
$\frac{\partial u}{\partial h}$	Derivada parcial de u em relação à h [N/m^3]
<	Menor
>	Maior
\cong	Aproximadamente
μm	Micrometro
A_c	Área da seção de corte [mm^2]
a_e	Penetração de trabalho ou largura de usinagem [μm]
Al	Alumínio
a_p	Profundidade de usinagem [μm]
APMX	Profundidade de corte máxima [mm]
b	Largura de corte [mm]
C	Carbono
Cr	Cromo
Cu	Cobre
D	Diâmetro da fresa [μm]
DC	Diâmetro de corte [mm]
DCON	Diâmetro da conexão [mm]
DN	Diâmetro do pescoço [mm]
f	Avanço [mm/rev]
F_c	Força de corte [N]
$F_{p'}$	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	Avanço por dente [$\mu m/z$]

F_z	Força na direção z [N]
GPa	Gigapascal
h	Espessura de corte [μm]
$h_{\text{mín}}$	Espessura mínima de corte [μm]
HV	Dureza Vickers
Hz	Hertz
J	Joule
kHz	Quilohertz
kW	Quilowatt
LF	Comprimento funcional [mm]
LU	Comprimento útil [mm]
m	Metro
m^2	Metro quadrado
m^3	Metro cúbico
Mg	Magnésio
min	Minuto
mm	Milímetro
mm^3	Milímetro cúbico
Mn	Manganês
MPa	Megapascal
N	Newton
n	Rotação [rpm]
n.	Número
Nb	Nióbio
Ni	Níquel
nm	Nanometro
°	Grau
P	Fósforo
p.	Página
R^2	Coefficiente de determinação [adimensional]
r_e	Raio de aresta [μm]
rpm	Rotações por minuto
S	Enxofre
Sa	Rugosidade média avaliada sobre a superfície 3D completa [nm]
Si	Silício
Ti	Titânio
u	Energia específica de corte [J/mm^3]

V	Vanádio
v.	Volume de periódico
v_c	Velocidade de corte [m/min]
z	Número de dentes da microfresa [adimensional]

Sumário

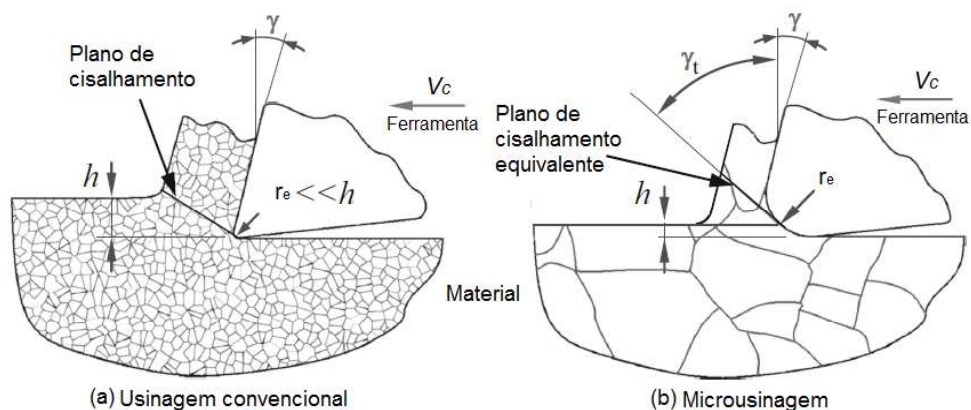
1	INTRODUÇÃO.....	33
1.1	Objetivos.....	35
1.2	Justificativa.....	35
1.3	Organização da tese.....	37
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	39
2.1	Microusinagem.....	39
2.2	Efeito de escala e energia específica de corte (u).....	41
2.3	Espessura mínima de corte (h_{\min}).....	45
2.3.1	<i>Rugosidade e rebarba</i>	52
2.3.2	<i>Influência da microestrutura do material</i>	54
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	57
3.1	Planejamento experimental.....	57
3.2	Banco de ensaios.....	58
3.3	Corpos de prova.....	60
3.4	Ferramentas de corte.....	62
3.5	Procedimento experimental.....	64
3.5.1	<i>Ensaio de usinagem e aquisição dos sinais de força</i>	64
3.5.2	<i>Forças de usinagem e energia específica de corte</i>	65
3.5.3	<i>Rugosidade</i>	66
3.5.4	<i>Rebarba</i>	66
3.5.5	<i>Espessura mínima de corte (h_{\min})</i>	67
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	71
4.1	Energia específica de corte.....	71
4.2	Rugosidade e rebarba.....	81
4.3	Cavaco.....	97
4.4	Espessura mínima de corte (h_{\min}).....	101
5	CONCLUSÕES.....	113
5.1	Sugestões para trabalhos futuros.....	114
	REFERÊNCIAS.....	115
	APÊNDICE A - Artigos publicados.....	121

1 INTRODUÇÃO

A evolução da tecnologia e dos processos de manufatura demanda uma produção cada vez maior de produtos miniaturizados em diferentes áreas da indústria, tais como automotiva, médica, biotecnológica, telecomunicações, eletrônica e óptica. O processo de miniaturização objetivou produzir microcomponentes com novas aplicações, bom desempenho e alta qualidade, requerendo métodos de produção que tenham confiabilidade e repetibilidade. Dentre esses métodos, a microusinagem mecânica, realizada por meio do corte (microcorte), se tornou uma boa opção por utilizar ferramentas de corte miniaturizadas para promover a remoção do material da peça com boa precisão e acabamento (Madou, 2002; Chae; Park; Freihet, 2006; Domfeld; Min; Takeuchi, 2006; Câmara et al., 2012; Komatsu et al., 2012).

Dentre os diversos processos de usinagem em microescala, o microfresamento possibilita a produção de microcomponentes em três dimensões com alta complexidade geométrica, podendo-se processar uma grande variedade de materiais metálicos e não metálicos, como polímeros e cerâmicas (Alting et al., 2003; Kim; Mayor; Ni, 2004; Câmara et al., 2012). Entretanto, com a diminuição do volume do material removido, a dimensão da espessura do cavaco não deformado (espessura de corte) 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 efetivo (γ_t) altamente negativo e uma pequena variação na espessura de cavaco não deformado pode influenciar o processo de corte e a formação do cavaco (Shaw, 1995b; Bissaco; Hansen; De Chiffre, 2005). Dessa forma, no corte em microescala, a relação entre a espessura de cavaco não deformado e o raio de aresta da ferramenta define o mecanismo de remoção do cavaco.

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



Fonte: Modificado de Huo et al. (2015).

Chae, Park e Freihet (2006) e Aramcharoen e Mativenga (2009) apresentam o conceito de espessura mínima de corte (h_{\min}), segundo o qual o cavaco não irá se formar a menos que a sua espessura não deformada seja maior que h_{\min} . Quando a espessura do cavaco não deformado é menor que h_{\min} , o material é submetido a um mecanismo de deformação elasto-plástica (*plowing*), sem que ocorra remoção efetiva de material. Esse mecanismo de formação de cavaco no corte em microescala gera o efeito de escala, um fenômeno comum nas operações de microusinagem mecânica.

O efeito de escala é caracterizado pelo aumento substancial da energia específica de corte para usinagens com espessura de cavaco não deformado muito reduzidas, um reflexo do aumento da tensão de escoamento do material em razão da diminuição da zona de corte (Shaw, 1996; Simoneau; Ng; Elbestawi, 2006; Mian; Driver; Mativenga, 2011b). Além disso, ao considerarmos a diferença entre as escalas de usinagem apresentadas na Figura 1, no corte em microescala a razão h/r_e diminui. Nessas condições, o raio de aresta da ferramenta e a espessura de cavaco não deformado começam a atingir a mesma ordem de dimensão do tamanho de grão do material e, a partir deste momento, o corte ocorre a nível granular no material, portanto, o material não deve mais ser considerado homogêneo e isotrópico. O mecanismo de corte difere substancialmente do corte em macroescala e a anisotropia envolvida no corte em microescala, juntamente com o mecanismo do *plowing*, contribui massivamente para gerar o efeito de escala e defeitos na superfície usinada (Dornfeld; Min; Takeuchi, 2006; Piljek; Keran; Math, 2014).

Como consequência desses efeitos, diversos estudos têm sido desenvolvidos para compreender os mecanismos governantes do efeito de escala, investigando a influência do raio de aresta da ferramenta e da microestrutura do material usinado no processo de formação de cavaco e na determinação da espessura mínima de corte, a fim de garantir que o corte ocorra sem danos à integridade superficial do material. Tais estudos serão mais bem pontuados no Capítulo 2.

Dentre esses estudos, pesquisas recentes indicam que o processo de refino de grão da microestrutura do material possa ser uma alternativa para manter a integridade superficial do componente usinado, mesmo em condições de corte reduzidas, com espessuras de cavaco não deformado na ordem do raio de aresta da ferramenta. Isso ocorreria principalmente pelo efeito da diminuição do tamanho de grão da microestrutura do material no processo de formação de cavaco (Komatsu et al., 2012; Assis; Jasinovicus; Rodrigues, 2015; Elkaseer et al., 2016). O processo de refino do grão deve homogeneizar a microestrutura do material e aumentar o volume de grãos usinados em espessuras de corte muito reduzidas, de forma a atenuar o efeito do *plowing* no processo de formação de cavaco no microcorte e, por consequência, minimizar o efeito de escala.

1.1 Objetivos

O principal objetivo deste trabalho é determinar o efeito da microestrutura do material usinado na espessura mínima de corte no microfresamento, considerando, principalmente, o efeito do processo de refino de grão em determinada microestrutura no processo de formação do cavaco e na integridade superficial da peça. Os objetivos específicos são:

- Determinar a influência das diferentes microestruturas (fases e tamanhos de grão) na energia específica de corte e no efeito de escala no microfresamento;
- Investigar o comportamento da energia específica de corte com base no mecanismo de formação de cavaco;
- Correlacionar a energia específica de corte com a rugosidade da peça e formação de rebarba;
- Desenvolver uma metodologia para determinar a espessura mínima de corte no microfresamento;
- Especificar a faixa de transição *plowing*-dominante e cisalhamento-dominante para materiais da peça de microestrutura homogênea e heterogênea visando equalizar acabamento da peça e energia específica de corte.

1.2 Justificativa

Diversos trabalhos apresentados na literatura, tais como Liu, Devor e Kapoor (2006), Simoneau, Ng e Elbestawi (2006), Cuba Ramos et al. (2012) e Malekian et al. (2012), investigam o processo de formação de cavaco no corte em microescala, utilizando principalmente métodos analíticos, experimentais e simulações numéricas. Esses trabalhos visam, principalmente, determinar a espessura mínima de corte para determinados materiais e caracterizar a formação do cavaco na microusinagem.

Trabalhos como os de Lai et al. (2008) e Kang, Kim e Seo (2011), além de determinarem a espessura mínima de corte do material estudado, também apresentam resultados experimentais acerca das forças e da energia específica de corte envolvidas no processo de formação de cavaco, caracterizando o efeito de escala na microusinagem. Entretanto, apesar de diferirem quanto ao processo de usinagem empregado, método de determinação da espessura mínima de corte e, principalmente, material analisado, todos esses estudos apresentam objetivos em comum, como determinar o valor da h_{\min} , compreender as características do processo de formação do cavaco e correlacioná-los à integridade superficial ou ao efeito de escala, mantendo a microestrutura do material usinado sem alterações prévias para a usinagem.

Komatsu et al. (2012), Assis, Jasinevicius e Rodrigues (2015), e Elkaseer et al. (2016) apresentam em seus trabalhos o efeito do refino de grão da microestrutura do material a ser usinado na integridade superficial do componente. É apontado que a diminuição do tamanho de grão da microestrutura do material influencia favoravelmente o processo de microusinagem, resultando em uma melhor integridade superficial da peça.

Weule, Hüntrup e Tritschler (2001) já haviam previsto que para uma boa projeção da geometria da ferramenta de corte no material a ser usinado em condições de corte reduzidas, homogeneizar a microestrutura do material de forma que o tamanho de grão do material seja muito pequeno se comparado à dimensão da ferramenta seria uma boa alternativa. Assim, como primeira motivação desta tese, ainda há poucos estudos na literatura científica acerca da microusinagem mecânica em materiais de grãos ultrafinos.

Este tipo de microestrutura é particularmente atraente e entende-se que a redução da escala de usinagem necessita invariavelmente ser acompanhada de uma redução preferivelmente equivalente da escala microestrutural da peça (tamanho de grão) para que a usinagem ocorra de forma isotrópica, tal como a da macrousinagem.

Ao se usinar em microescala, as dimensões diminutas particularmente do avanço (f) da ferramenta e da profundidade de usinagem (a_p), em ordens micrométricas e submicrométricas, se traduzem em espessuras de corte (h) e, principalmente, área da seção de corte (A_c) na mesma ordem de grandeza. Esta escala dimensional, decorrente intrinsecamente dos parâmetros de corte, passa a sofrer os efeitos de tamanhos de grão, orientações cristalográficas, contornos de grão, inclusões e vazios constantes dos materiais, que não podem, a rigor, ser assumidos uniformes, isotrópicos e contínuos.

Nesse contexto, a microusinagem aplicada a materiais com tamanhos de grão convencionais torna o processo de formação de cavaco e remoção de material altamente anisotrópico, ao passo que grãos ultrafinos restabelecem no microcorte a isotropia tipicamente experimentada na usinagem convencional, pois a quantidade de microgrãos usinados por microárea da seção de corte pode ser equivalente e até superior à quantidade de macrogrãos usinados por macroárea na usinagem convencional (Rodrigues; Jasinevicius, 2017).

Importa também destacar que a busca por espessuras mínimas de corte para diversos materiais de peças com potenciais aplicações em microcorte se faz necessária quando a usinagem visa, particularmente, melhorar a rugosidade do componente via operações de acabamento, onde processos posteriores não são possíveis. Para tanto, baixos avanços geralmente são utilizados para aprimorar a textura da superfície microusinada, porém em detrimento do significativo efeito de escala do processo, da baixa taxa de remoção de material e de eventuais danos na integridade superficial da peça, como escoamento lateral de cavaco.

Esta condição particular de corte, análoga à macrousinagem, é oposta àquela onde se visa alto volume de material removido, como tipicamente é obtida em operações de desbaste. Neste caso, a taxa de remoção de material é maior e a energia específica de corte é menor, porém em detrimento do acabamento da peça e eventuais prejuízos a outras variáveis de integridade superficial, como tensão residual e microdureza subsuperficial.

Além de operações de acabamento, há situações de microcorte, em especial o microfresamento, onde em mudanças de trajetória da ferramenta, principalmente curvas fechadas com ou sem raios de concordância, há uma desaceleração da velocidade de avanço da ferramenta pela máquina-ferramenta, independentemente até da programação CNC realizada, seja via manual ou por softwares CAM. Nestes casos, o avanço por dente pode ser da mesma ordem de grandeza da espessura mínima de corte ou até menor e comprometer a integridade superficial destas regiões usinadas.

Outro aspecto técnico relevante decorre dos avanços por dente recomendados nos mais diversos catálogos de fabricantes mundiais de microferramentas rotativas, como brocas e fresas, em especial. Constatamos que os avanços por dente são sempre maiores ou iguais a $1 \mu\text{m}/\text{z}$, podendo alcançar cerca de $20 \mu\text{m}$ para fresas de diâmetro próximos de 1 mm. Além disso, os catálogos de microferramentas, invariavelmente, não fornecem valores de raio de aresta, parâmetro geométrico mais importante em usinagem mecânica em microescala.

Segundo Wu e Cheng (2013), os raios de aresta típicos de microfresas variam entre 0,8 e $5 \mu\text{m}$. Esta faixa de raio de aresta demonstra derivar do próprio processo de fabricação das microfresas, associado ao tipo de revestimento mais comum aplicado (TiAlN). Portanto, analisando estes dados técnicos de catálogos, observa-se que podem haver situações práticas de microfresamento onde se está usinando com avanços por dente na mesma ordem de grandeza da espessura mínima de corte ou até mesmo abaixo dela, que tem convergido para um intervalo de cerca de 22 a 36% do valor do raio de aresta da ferramenta (Oliveira et al., 2015).

1.3 Organização da tese

Este trabalho está estruturado em 5 capítulos. O capítulo 1 apresentou uma contextualização sobre microcorte, efeito de escala, *plowing*, microestrutura da peça e integridade superficial do produto, além dos principais objetivos e da justificativa ou motivações (lacunas científicas) para o desenvolvimento desta pesquisa.

O capítulo 2 versa sobre a revisão da literatura, apresentando conceitos e publicações recentes sobre a microusinagem e o efeito de escala. Estes conceitos buscam caracterizar o comportamento da energia específica de corte na microusinagem, a

determinação da espessura mínima de corte do material microusinado e a influência da microestrutura do material no efeito de escala, na espessura mínima de corte e na integridade superficial da peça.

O capítulo 3 trata dos materiais e métodos empregados nesta pesquisa, com a proposta da matriz experimental (variando particularmente as relações entre avanço por dente, raio de aresta da ferramenta e tamanho de grão da peça), além da apresentação dos equipamentos e ferramentas utilizados, tanto para execução dos ensaios de microusinagem quanto para a obtenção e análise dos resultados apresentados, empregando Análise de Variância em experimento fatorial completo para fundamentação estatística.

O capítulo 4 apresenta os resultados obtidos no desenvolvimento desta pesquisa através de figuras, gráficos e tabelas, destacando-se efeitos de escala próximos para os materiais ensaiados, porém com distintas espessuras mínimas de corte. Estes elementos fornecem subsídios para a discussão dos resultados e análises comparativas com a literatura científica relacionada ao tema proposto, por exemplo, Lai et al. (2008) e Oliveira et al. (2015), os quais, entre outros, permitiram validar o método da taxa de variação da flexibilidade, quando da formação inicial do cavaco, na determinação da espessura mínima de corte.

O capítulo 5 trata das principais conclusões obtidas por este trabalho, dentre as quais, cita-se que o refino de grão tende a minimizar a espessura mínima de corte, mas nem todas as variáveis de integridade superficial são equivalentemente melhoradas. Ademais, este capítulo também propõe estudos futuros que podem ser derivados desta tese, como avaliar a relação entre espessura mínima de corte e integridade superficial de outros materiais ultrarrefinados ferrosos e não ferrosos usinados sob estratégias de corte distintas da produção de canais retos.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Microusinagem

Masuzawa (2000) define microusinagem como a usinagem na escala micrométrica: entre 1 e 999 μm . Segundo Alting et al. (2003), a microusinagem se enquadra nos processos de manufatura utilizados pela microengenharia, uma parte da engenharia que trata do desenvolvimento e manufatura de componentes com características funcionais ou ao menos uma dimensão na ordem de micrometros. Dornfeld, Min e Takeuchi (2006) definem microusinagem como a usinagem mecânica utilizando ferramentas de corte menores que 1 mm e com a geometria da aresta de corte definida. Portanto, pode-se concluir que a microusinagem deve tratar dos processos de usinagem em que as dimensões da ferramenta, componente ou parâmetros de corte se encontrem na faixa de micrometros (Rodrigues; Jasinevicius, 2017).

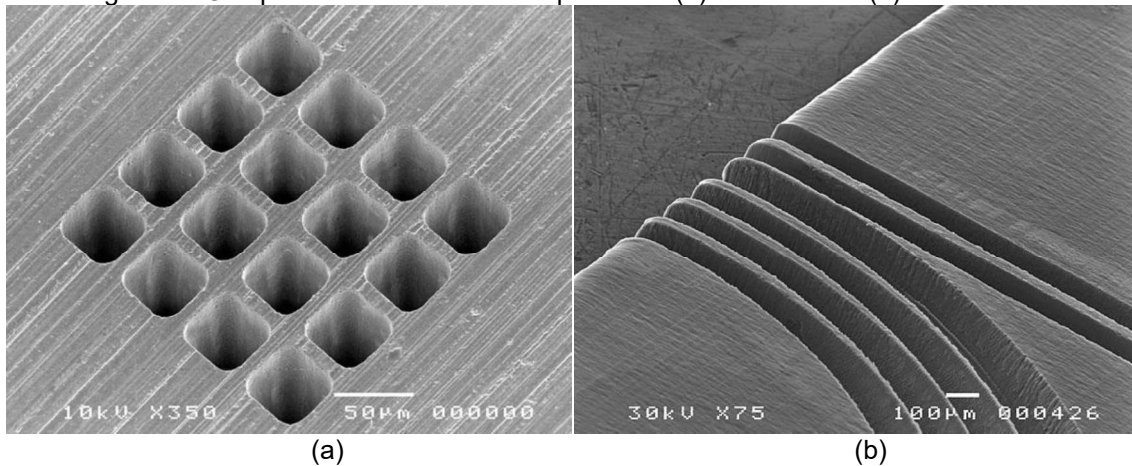
Com a evolução dos processos de manufatura, os processos de microusinagem têm sido aplicados na produção de componentes miniaturizados para diversas indústrias, buscando sempre novas aplicações, melhores desempenhos, custos de fabricação reduzidos e alta qualidade no acabamento dos componentes usinados (Dornfeld; Min; Takeuchi, 2006; Lauro et al. 2015). Existem componentes manufaturados que precisam ser miniaturizados com o objetivo de se tornarem mais compactos e portáteis, entretanto, existem diversos componentes que só se tornam funcionais em dimensões realmente reduzidas, como alguns sensores fluídicos e microferramentas para cirurgias não invasivas (Alting et al., 2003).

A microusinagem se destaca como um dos principais processos de fabricação para microcomponentes com aplicações específicas, onde sua funcionalidade está ligada com sua dimensão reduzida. Essas aplicações incluem os dispositivos microfluídicos citados acima e também microfuros para fibras ópticas, micromoldes, componentes biomédicos, microturbinas, micromotores e microtrocadores de calor (Liu; Devor; Kapoor, 2006; Câmara et al., 2012; Jain et al., 2014).

Masuzawa (2000) apresenta algumas técnicas que são amplamente empregadas na produção de microcomponentes e podem ser caracterizadas como operações de microusinagem, tais como Micro-EDM (usinagem por eletroerosão), Micro-LBM (usinagem por laser), Micro-USM (usinagem por ultrassom), LIGA (litografia, galvanoplastia e moldagem) e Micro-ECM (usinagem eletroquímica). Essas técnicas de usinagem, mesmo com custos elevados e algumas limitações, representam boa parte dos processos empregados na fabricação de microcomponentes.

A Figura 2 apresenta algumas geometrias que podem ser obtidas por Micro-LBM, operação que permite a usinagem de furos com diâmetros reduzidos e com alta precisão dimensional em materiais como metais, cerâmica, diamante, polímeros e vidros, e canais de até 1 μm de largura e 2 mm de profundidade em materiais como metais, cerâmicas, materiais ultraduros, plásticos e vidros (Warsash Cientific, 2014).

Figura 2 - Componentes microusinados por laser: (a) microfuros e (b) microcanais.



Fonte: Warsash Cientific (2014).

Jain et al. (2014) apresentam ainda outras técnicas que, somadas às apresentadas por Masuzawa (2000), exemplificam a diversidade de operações que podem ser realizadas na microusinagem. A Tabela 1 elenca estas operações.

Tabela 1 - Classificação das operações de microusinagem.

Microusinagem			
Mecânica		Térmica	Química/Eletroquímica
Tradicional	Avançada		
Microtorneamento	Ultrassônica	Eletroerosão	Eletroquímica
Microfresamento	Jato abrasivo	Laser	Fotoquímica
Microfuração	Jato de água abrasivo	Feixe de elétrons	
	Jato de água	Feixe de íons	

Fonte: Modificado de Jain et al. (2014).

Dentre essas técnicas, a microusinagem mecânica realizada através do corte se tornou um dos processos de microusinagem mais convencionais, sendo uma boa alternativa quando se deseja criar componentes miniaturizados com dimensões que variam entre dezenas de micrometros a alguns milímetros (Chae; Park; Freiheit, 2006; Masuzawa, 2000). Segundo Masuzawa (2000), várias operações de corte podem ser empregadas na microusinagem mecânica: microfuração para produção de microfuros, microfresamento para a usinagem de microcanais e geometrias complexas em três dimensões, microtorneamento

para produção de micropinos, entre outras aplicações. A microfuração é capaz de produzir furos com algumas dezenas de micrometros para aplicações práticas.

O processo de microusinagem mecânica realizada por meio do corte ocorre de forma “similar” aos processos de corte convencionais em macroescala: a superfície da peça é usinada utilizando microferramentas. Entretanto, determinadas questões que não apresentam grande influência na usinagem em macroescala precisam ser analisadas na 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.

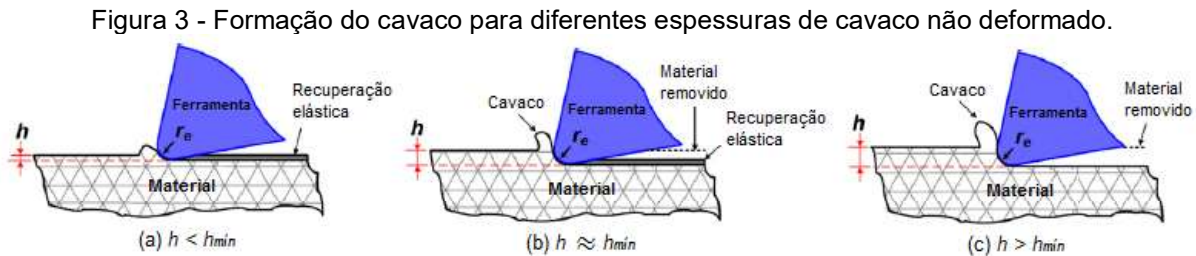
Além disso, a rotação do eixo-árvore da máquina-ferramenta deve ser alta para atingir velocidades de corte que possibilitem produtividade e acabamento superficial especificados em processo e projeto, uma vez que as dimensões das ferramentas utilizadas normalmente estão na faixa de micrometros (Chae; Park; Freihet, 2006). Questões sobre a geometria do raio de aresta da ferramenta, tamanho de grão e orientação cristalográfica do material da peça também precisam ser investigadas a fim de se garantir precisão dimensional e integridade superficial dos componentes usinados em microescala (Dornfeld; Min; Takeuchi, 2006).

Como já apresentado no Capítulo 1, na usinagem em microescala a geometria do raio de aresta da ferramenta de corte tem papel decisivo no processo de formação de cavaco e na integridade superficial do componente microusinado. 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 efetivo altamente negativo e uma pequena variação na espessura de cavaco não deformado pode influenciar o processo de corte e a formação do cavaco (Liu; Devor; Kapoor, 2004; Chae; Park; Freihet, 2006; Câmara et al., 2012). Essa relação entre a espessura de cavaco não deformado e o raio de aresta define o mecanismo ativo de remoção do cavaco e gera o efeito de escala, um fenômeno comum em operações de microusinagem mecânica e que tem grande impacto sobre as forças envolvidas no corte e sobre a integridade superficial do componente microusinado.

2.2 Efeito de escala e energia específica de corte (u)

Conforme supracitado, ao contrário do que se espera na usinagem mecânica em macroescala, na microusinagem a dimensão da espessura do cavaco não deformado pode ser comparada à dimensão do raio da aresta de corte. Dessa forma, a relação entre a espessura do cavaco não deformado e o raio da aresta de corte, conforme apresentado na

Figura 3, exerce influência direta na formação de cavaco na microusinagem, gerando o efeito de escala.



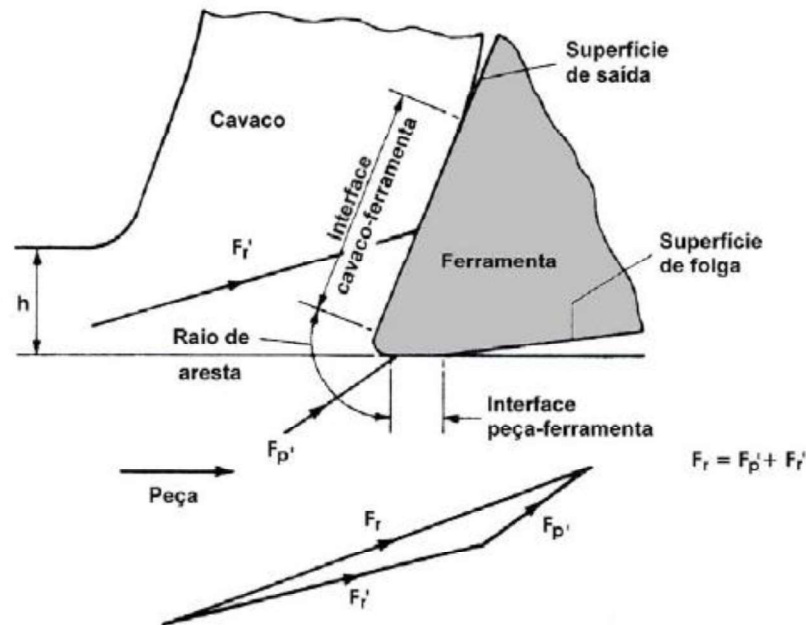
Fonte: Modificado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

Chae, Park e Freihet (2006) e Aramcharoen e Mativenga (2009) apresentam em seus trabalhos o conceito de espessura mínima de corte (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 3 (a), o material é submetido a um mecanismo de deformação elasto-plástica, conhecido como *plowing*, sem que ocorra remoção efetiva de material. À medida que a espessura do cavaco não deformado se aproxima, Figura 3 (b), e ultrapassa o valor de h_{min} , Figura 3 (c), o cisalhamento começa a ocorrer e toda a espessura do cavaco não deformado deve ser removida, formando o cavaco completamente.

Numa abordagem mais precisa sobre a espessura mínima de corte, Ikawa, Shimada e Tanaka (1992) a definiram como a espessura mínima de cavaco não deformado que pode ser removida de uma dada superfície, pela ação de uma aresta de corte, em uma máquina ferramenta com bom desempenho. Para os autores, do ponto de vista físico, a espessura mínima de corte reflete o comportamento do material sob extremo esforço mecânico na aresta de corte da ferramenta.

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 4, 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 4 - 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.

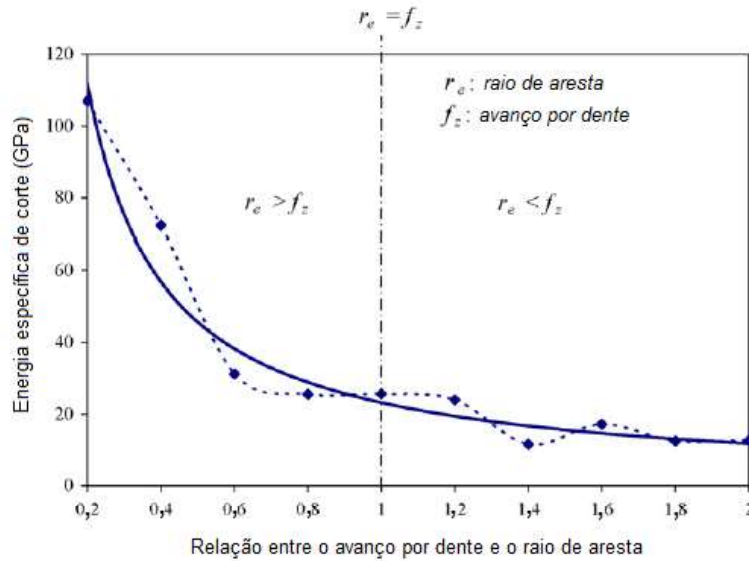


Fonte: Rodrigues (2005).

Em operações de usinagem com grandes valores de espessura de cavaco não deformado, Figura 1 (a), 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 3 (a) e (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 macroescala. 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; Son; Lim; Ahn, 2005).

Esse aumento hiperproporcional da energia específica de corte para usinagens com espessuras de cavaco não deformado reduzidas caracteriza o efeito de escala, um dos pontos mais importantes nos processos de corte em microescala. O efeito de escala pode ser então definido como o aumento substancial da energia específica de corte em usinagem com espessuras de corte reduzidas, sendo um reflexo do aumento da tensão de escoamento do material devido à diminuição da zona de corte (Chae; Park; Freihet, 2006; Simoneau; Ng; Elbestawi, 2006; Câmara et al., 2012; Ahn; Moon; Hwang, 2016). A Figura 5 apresenta os resultados de energia específica de corte obtidos por Aramcharoen e Mativenga (2009), caracterizando o efeito de escala na zona de transição *plowing*-cisalhamento.

Figura 5 - Curva característica do efeito de escala na zona de transição *plowing*-cisalhamento.



Fonte: Modificado de Aramcharoen e Mativenga (2009).

A energia específica de corte é uma das grandezas físicas mais importantes provenientes da fenomenologia da usinagem. Segundo Cohen (1989), 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 Equação 1.

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

Na Equação 1 u é denominado energia específica de corte. Segundo Shaw (1995a), 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 que para conformação é a energia por unidade de volume de material deformado. Para o autor, 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.

Trabalhos como o de Shaw (1996) e Jackson (2008) sugerem que o aumento substancial na energia específica de corte requerida na microusinagem, considerando-se o

decréscimo da espessura do cavaco não deformado, ocorra devido ao fato de todos os metais terem defeitos, tais como contornos de grão, lacunas e átomos de soluto, de forma que quando a dimensão do material removido diminui, diminui-se a probabilidade de encontrar um defeito que favoreça o cisalhamento e a fratura do material, o que levaria ao aumento da tensão de escoamento do material em usinagens com zonas de corte reduzidas.

2.3 Espessura mínima de corte (h_{\min})

Diversos trabalhos da literatura (apresentados abaixo) investigaram o processo de formação de cavaco no corte em microescala a fim de se determinar a espessura mínima de corte de diversos materiais e garantir que as condições de corte utilizadas em operações de microusinagem favoreçam a formação de cavaco, visando principalmente diminuir a energia requerida para o corte e garantir a integridade superficial do componente usinado. Uma boa parcela desses trabalhos analisaram ainda o efeito de escala e sua correlação com a espessura mínima de corte, por meio da determinação da energia específica de corte e estudo do seu comportamento.

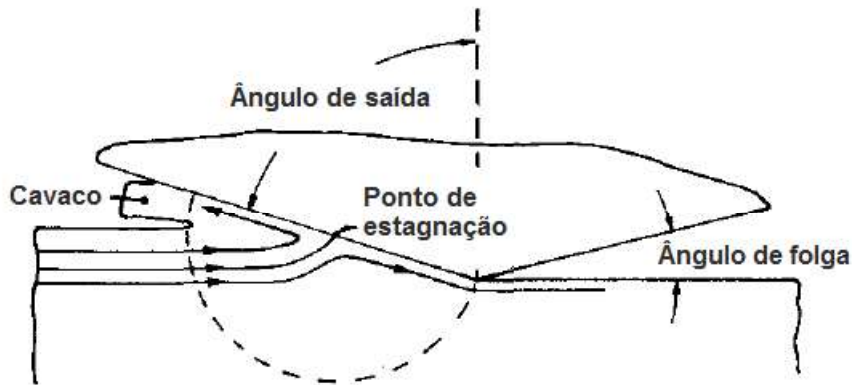
Nakayama e Tamura (1968) investigaram o efeito de escala no corte ortogonal do latão utilizando ferramentas com ângulos de saída de 0° , -20° e -40° , e variando a espessura de cavaco não deformado. Pela análise do comportamento das forças envolvidas no corte, tensão de cisalhamento, ângulo de cisalhamento e energia específica de corte, os autores determinaram que o efeito de escala deve ocorrer principalmente em função do alto consumo de energia para escoar e deformar plasticamente o material em usinagens com espessuras de corte muito reduzidas. Segundo os autores, velocidades de corte e ângulos de saída da ferramenta mais positivos devem minimizar esse efeito, favorecendo a formação de cavaco.

Ainda segundo os autores, esse processo de escoamento e deformação plástica do material deve aumentar a dureza da superfície usinada, provocar alterações na tensão residual na subsuperfície da peça e aumentar a formação de rebarba.

Komanduri (1971) desenvolveu testes de usinagem em um torno de precisão, simulando o corte ortogonal em um tubo de aço, com ferramentas com ângulo de saída variando de $+10^\circ$ até -85° . Segundo o autor, para ângulos de saída de até -75° houve formação de cavaco a partir de um determinado ponto da superfície de saída da ferramenta. Para a região da superfície de saída da ferramenta inferior a este ponto, a usinagem do material ocorreu sob um processo fortemente influenciado pelo *plowing*, gerando uma superfície altamente deformada plasticamente. Esse ponto da superfície de saída da ferramenta onde há a transição do *plowing* para uma formação parcial de cavaco foi

denominado como o ponto de estagnação. A Figura 6 apresenta o ponto de estagnação na superfície de saída da ferramenta de corte.

Figura 6 - Ponto de estagnação na superfície de saída de ferramentas de corte com ângulo de saída altamente negativo.



Fonte: Modificado de Komanduri (1971).

Basuray, Misra e Lal (1977) estudaram a transição do *plowing* para o cisalhamento no corte ortogonal com ferramentas rombudas, ou seja, com altos valores de raio de aresta (0,64 a 1,52 mm). Segundo os autores, o alto valor do raio de aresta das ferramentas utilizadas nos ensaios intensificou o *plowing* mesmo em condições de usinagem com maiores espessuras de cavaco não deformado. O raio de aresta das ferramentas gerou condições de corte similares às apresentadas por Komanduri (1971) e, em determinado ponto do raio de aresta, formou-se um ponto neutro (ponto de estagnação) abaixo do qual a ferramenta apenas deforma a superfície a ser usinada.

Os autores determinaram que a profundidade de usinagem associada ao ponto de estagnação seria então denominada profundidade de corte crítica, sendo o seu valor considerado um ponto crítico para a transição entre o *plowing* e o cisalhamento no processo de formação de cavaco, o que mais tarde viria a ser conhecido como a espessura mínima de corte. Realizando os ensaios de corte ortogonal em chumbo, alumínio macio e aço médio carbono, os autores determinaram as profundidades de corte críticas dos materiais em $0,15 \cdot r_e$, $0,14 \cdot r_e$ e $0,13 \cdot r_e$, respectivamente, considerando uma média para todos os raios de aresta ensaiados.

Yuan, Zhou e Dong (1996) analisaram a influência do raio de aresta no processo de formação de cavaco no torneamento de ultraprecisão. Utilizando ferramentas de diamante com raio de aresta variando entre 0,2 e 0,6 μm no torneamento de uma liga de alumínio com Cu-Mg-Mn, os autores determinaram a espessura mínima de corte do referido material em 25-33% do valor do raio de aresta. Os autores também analisaram a integridade das superfícies usinadas e concluíram que ferramentas com raio de aresta menores geram

superfícies com menor rugosidade, menores acréscimos de dureza (encruamento menor) e menor variação da tensão residual, sendo comum encontrar tensões residuais de compressão, em razão da grande deformação da superfície usinada decorrente do efeito *plowing*.

Kim, Mayor e Ni (2004) investigaram o comportamento da força de corte no microfresamento do latão 360 para diferentes avanços por dente e desenvolveram um modelo estático para o processo de formação de cavaco. Segundo os autores, para avanços que levam à espessuras de corte menores que a h_{\min} , a passagem da ferramenta ocorre sem remoção efetiva de material. A ferramenta então percorre um determinado número de avanços por dente sem remoção efetiva de material até que o volume de material acumulado seja suficiente para gerar uma espessura de corte maior que h_{\min} , então o material será cisalhado e o cavaco formado totalmente. Este comportamento deve gerar um padrão de flutuação no sinal da força de corte, por meio do qual pode-se identificar a espessura mínima de corte do material, determinada em 30% do valor do raio de aresta da ferramenta de corte para o material ensaiado pelos autores.

Son, Lim e Ahn (2005) desenvolveram uma modelagem analítica em função das forças envolvidas no processo de formação do cavaco e o coeficiente de atrito entre a ferramenta de corte e o material usinado no corte de ultraprecisão com ferramentas de diamante. Os autores determinaram a espessura mínima de corte para o alumínio, latão e cobre OFHC (livre de oxigênio e alto condutor). Para os três materiais, o valor de h_{\min} deve variar entre 18 e 24% do valor do raio de aresta da ferramenta de corte. Os autores também realizaram a microusinagem de canais nos três materiais e avaliaram a influência da espessura mínima de corte na integridade da superfície usinada, determinando que ao se usinar com profundidades de usinagem próximas ao valor da h_{\min} , o cavaco formado deve ser contínuo e deve-se obter a melhor qualidade de superfície.

Vogler, Devor e Kapoor (2004) utilizaram o modelo de elementos finitos desenvolvido por Chuzhoy et al. (2002) para determinar a espessura mínima de corte no microfresamento de topo das fases perlita e ferrita encontradas em alguns aços, estimando o valor de h_{\min} em 20 e 35% do valor do raio de aresta da ferramenta, respectivamente.

Simoneau, Ng e Elbestawi (2006) desenvolveram uma modelagem em elementos finitos para simular o corte ortogonal em microescala do aço AISI 1045 normalizado. Os autores determinaram que na usinagem em macroescala, onde a espessura de corte é maior que o menor tamanho médio de grão da microestrutura do material, os cavacos formados são contínuos. Na usinagem em microescala, agora considerando espessuras de corte menores que o menor tamanho médio de grão da microestrutura, os cavacos encontrados são formados por um processo de extrusão dos grãos de ferrita entre dois

grãos de perlita cisalhados, sendo denominados pelos autores como cavacos *quasi-shear-extrusion*.

Liu, Devor e Kapoor (2006) utilizaram um modelo analítico baseado na teoria molecular-mecânica do atrito entre material e ferramenta e determinaram a espessura mínima de corte para o aço 1040 e para a liga de alumínio Al6082-T6 em 20-35% e 35-40% do valor do raio de aresta da ferramenta, respectivamente. Os autores desenvolveram o modelo baseando-se nos estudos da transição da deformação plástica para o micro corte em ensaios de riscamento e validaram os resultados encontrados através de ensaios de microfresamento de topo para os dois materiais. Os autores também determinaram que a espessura mínima de corte do aço 1040 deve aumentar com o aumento da velocidade de corte e do valor do raio de aresta da ferramenta utilizada, enquanto que para a liga de alumínio Al6082-T6 a espessura mínima de corte deve permanecer constante. Essa diferença de comportamento entre os dois materiais deve ocorrer por conta do balanço entre o encruamento da superfície microusinada e o amolecimento térmico do material durante a microusinagem, balanço o qual é mais equilibrado na usinagem da liga de alumínio Al6082-T6.

Woon et al. (2008) estudaram o processo de formação de cavaco no corte em microescala do aço AISI 4340 via elementos finitos. Os autores determinaram que para situações em que a razão $h/r_e < 1$, o cavaco é formado por extrusão, em razão do ângulo de saída efetivo da ferramenta ser extremamente negativo. O processo de formação de cavaco por extrusão deve ser fortemente influenciado por intensas distribuições de tensão hidrostática e de cisalhamento na zona de deformação do material, ou seja, zona de cisalhamento primário. Para razões $h/r_e > 1$, as distribuições de tensão devem se assemelhar às obtidas em usinagens em macroescala, em que o efeito do raio de aresta pode ser negligenciado. Assim, analisando numericamente as distribuições de tensão no processo de formação de cavaco, os autores determinaram a espessura mínima de corte do material em $h_{min} \approx 0,26 \cdot r_e$.

Mian, Driver e Mativenga (2011a) estimaram a espessura mínima de corte do cobre OFHC, da liga Inconel 718, da liga de titânio Ti-6Al-4V, do aço AISI 1045, do aço AISI 1005 e da liga de alumínio Al6082-T6 por meio da análise do sinal de emissão acústica no microfresamento desses materiais. Analisando as variações no comportamento dos sinais de emissão acústica durante o microfresamento, os autores determinaram a espessura mínima de corte dos materiais elencados acima em 11,2 a 18%, 18,5 a 25,5%, 19 a 27,5%, 19,7 a 35,5%, 31,3 a 42% e 33 a 38,9% do valor do raio de aresta, respectivamente.

Os autores ainda identificaram um aumento na tensão residual de compressão na subsuperfície microfresada dos materiais com o decréscimo da espessura de cavaco não deformado e sugeriram que o monitoramento da emissão acústica em operações de

microusinagem possa ser uma boa alternativa para compreender as alterações microestruturais da subsuperfície microusinada.

Malekian et al. (2012) desenvolveram um método analítico para determinação da espessura mínima de corte no corte ortogonal do alumínio Al6061 utilizando duas abordagens: o princípio da mínima energia e o método de deformação de cisalhamento infinita. Esses métodos sugerem que a espessura mínima de corte do material esteja relacionada ao ponto de estagnação do material no raio de aresta da ferramenta de corte, assim como apresentado por Komanduri (1971) e Basuray, Misra e Lal (1977).

Para as duas abordagens, os autores chegaram à mesma conclusão: o ponto de estagnação pode ser determinado a partir do coeficiente de atrito entre a superfície de saída da ferramenta e o material usinado. Por meio do estudo do atrito em ensaios de corte ortogonal em microescala, a espessura mínima de corte do alumínio Al6061 foi determinada em $h_{\min} \approx 0,23 \cdot r_e$.

Cuba Ramos et al. (2012) determinaram a espessura mínima de corte do aço AISI 1045 normalizado no corte ortogonal em microescala. Os autores analisaram os perfis de rugosidade e tensão residual ao longo da superfície microusinada e concluíram que o *plowing* inicial na formação do cavaco com espessuras reduzidas levou a uma diminuição na rugosidade e um aumento da tensão residual de compressão. Com o aumento da espessura de corte e a transição do *plowing* para o processo de cisalhamento e formação de cavaco, a rugosidade aumentou e a tensão residual de compressão se transformou em tração, resultado do efeito dos maiores gradientes de temperatura envolvidos no corte, em função do aumento da pressão do material na aresta de corte da ferramenta e do atrito envolvido no corte.

Cuba Ramos et al. (2012) então determinaram que a transição do perfil de rugosidade e do comportamento da tensão residual ocorre quando se atinge a espessura mínima de corte, determinando a h_{\min} em cerca de 29,5% do valor do raio de aresta para o aço AISI 1045, considerando uma velocidade de corte de 100 m/min.

Dib (2013) realizou o microfresamento da liga de alumínio RSA6061-T6 e determinou a espessura mínima de corte do material analisando o comportamento da força ativa, resultante da força de avanço e da força de apoio, e da força de corte durante o processo de formação do cavaco. Monitorando o crescimento das forças a partir da espessura zero de formação do cavaco, o autor observou que a magnitude da força de corte é maior que a da força ativa até determinada espessura do cavaco, a partir da qual este comportamento se inverte e a magnitude da força ativa permanece maior que a da força de corte até que o cavaco atinja sua espessura máxima.

Para o autor, a espessura do cavaco no ponto em que essa mudança de comportamento ocorre corresponde à espessura mínima de corte. Considerando os

resultados experimentais obtidos por Dib (2013), a espessura mínima de corte do referido material deve variar entre 33-67% do valor do raio de aresta da ferramenta de corte.

Câmara et al. (2016) determinaram a espessura mínima de corte no microfresamento do níquel puro, cobre eletrolítico e liga de alumínio AA6262-T6 por meio do modelo desenvolvido por Son, Lim e Ahn (2005). Eles encontraram os valores de $h_{\min} \approx 0,11 \cdot r_e$, $0,15 \cdot r_e$ e $0,13 \cdot r_e$ para cada material, respectivamente. Estes resultados apontam para uma uniformidade do valor da espessura mínima de corte para os três materiais, sugerindo que a espessura mínima seja dependente apenas do raio de aresta da ferramenta de corte. Os autores também avaliaram o comportamento do sinal de emissão acústica durante o microfresamento e concluíram que o microfresamento com avanço igual à espessura mínima de corte leva ao menor sinal de emissão acústica. Condições de usinagem com avanços abaixo do valor da h_{\min} causaram um aumento na intensidade do sinal de emissão acústica, uma resposta direta ao *plowing* gerado nessas condições.

Elkaseer et al. (2016) avaliaram a espessura mínima de corte e a rugosidade de canais microfresados do cobre Cu99,9E como recebido e da sua versão com grãos ultrafinos. O material como recebido foi processado através do método ECAP (prensagem em canais equiangulares) em oito passes, tendo seu tamanho de grão médio reduzido de 30 μm para 200 nm. Os autores determinaram a espessura mínima de corte dos dois materiais empregando o modelo desenvolvido por Son, Lim e Ahn (2005). Os valores encontrados foram $h_{\min} \approx 0,192 \cdot r_e$ para o material como recebido e $h_{\min} \approx 0,156 \cdot r_e$ para o material com grãos ultrafinos. Essa leve diminuição na espessura mínima de corte, aliada à homogeneização da microestrutura do material após o refino do grão, levou a uma melhor rugosidade nos canais microfresados para o material com grãos ultrafinos, além de uma diminuição na geração de defeitos na superfície microfresada, tais como *prows*, vazios e microtrincas, resultando em uma melhor integridade superficial da peça.

Lai et al. (2008) investigaram a formação de cavaco via simulações com elementos finitos e determinaram a espessura mínima de corte para o cobre OFHC em 25% do valor do raio de aresta. Os autores também conduziram ensaios experimentais para validar o modelo desenvolvido e obtiveram resultados de energia específica de corte no microfresamento do cobre OFHC. Para usinagens com avanços por dente superiores ao valor de h_{\min} , a energia se manteve abaixo de 20 J/mm^3 , atingindo valores próximos a 40 J/mm^3 para avanços por dente menores, comportamento característico do efeito de escala. Os autores atribuem esse aumento ao efeito do *plowing* e ao comportamento do material na escala micro.

Aramcharoen e Mativenga (2009) realizaram microfresamento em aço ferramenta AISI H13, comumente utilizado na fabricação de moldes e matrizes, e determinaram a

energia específica de corte para diversas condições de usinagem, considerando diferentes razões entre a espessura do cavaco não deformado (h) e o raio de aresta da ferramenta (r_e).

Para razões h/r_e maiores que 1, os valores de energia específica se mantêm próximos a 20 J/mm³. Para razões h/r_e menores que 1, a energia específica cresce até atingir valores superiores a 100 J/mm³. O aumento da energia específica é correlacionado ao efeito do *plowing* durante a formação de cavaco, comprovado pelo aumento da rugosidade da superfície microfresada e aumento de formação de rebarba. Os autores concluem que condições de usinagem em que $h \approx r_e$ devem ser as melhores empregadas em operações de microfresamento, pois geram melhor rugosidade da superfície microfresada, além de possuir baixa formação de rebarba e requererem baixas energias específicas de corte.

Kang et al. (2011) determinaram a espessura mínima de corte do aço AISI 1045 investigando o comportamento da força de corte no microfresamento. A espessura mínima foi determinada considerando-se a espessura de cavaco não deformado tal que abaixo do seu valor o sinal da força de corte principal permanecesse constante, sendo considerada em média 30% do valor do raio de aresta da ferramenta de corte.

Os autores também determinaram a energia específica de corte para diferentes valores de avanço por dente e profundidade de usinagem. De forma geral, para avanços por dente acima de 2 $\mu\text{m}/\text{dente}$ a energia se manteve aproximadamente constante entre 20 e 40 J/mm³ para as diferentes profundidades de usinagem. Para avanços menores, na ordem de 1 e 0,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, a energia atingiu valores acima de 80 J/mm³ para a menor profundidade de usinagem, majorada pelo efeito do *plowing*. Segundo os resultados apresentados pelos autores, a diminuição da profundidade de usinagem deve aumentar os níveis de energia específica de corte.

Sooraj and Mathew (2011) analisaram o efeito de escala no microfresamento de canais em latão comercial por meio do comportamento da energia específica de corte para usinagens com avanço por dente variando de 0,5 a 5 $\mu\text{m}/\text{dente}$. Para os avanços a partir de 1 $\mu\text{m}/\text{dente}$ a energia se manteve aproximadamente constante entre 10 e 20 J/mm³ e chegou a valores próximos a 70 J/mm³ para o avanço de 0,5 $\mu\text{m}/\text{dente}$, sugerindo que este avanço englobe o efeito do *plowing* e que a espessura mínima de corte do material seja superior a este valor. Avaliando a rugosidade da parede dos canais microfresados, os autores estimaram a espessura mínima de corte do referido material em 0,97 μm . Como o raio de aresta da ferramenta não foi determinado pelos autores, não foi possível estabelecer nenhuma relação direta entre a h_{min} e o raio de aresta.

Schneider et al. (2014) investigaram o comportamento da energia específica de corte no corte ortogonal de ultraprecisão do titânio CP grau 2 (comercialmente puro). Para uma espessura de cavaco não deformado de 0,1 μm os autores encontraram energias próximas

a 10 J/mm^3 , diminuindo para valores próximos a 4 J/mm^3 no corte com espessura de cavaco não deformado de $10 \text{ }\mu\text{m}$. Para os autores, a diminuição da energia específica de corte deve ser uma condição necessária para um processo de separação do material mais eficaz, ou seja, a mudança do processo de formação de cavaco fortemente influenciado pelo *plowing* para o processo predominantemente influenciado pelo cisalhamento do material.

Balogun e Mativenga (2014) investigaram o efeito da espessura de cavaco não deformado na energia específica de corte em processos de usinagem realizando um fresamento de topo em três materiais: liga de alumínio Al6082-T6, aço AISI 1045 e liga de titânio Ti-6Al-4V. Os autores determinaram a energia específica para os três materiais utilizando uma série de avanços.

Embora os ensaios não sejam exatamente caracterizados como microfresamento, pois a fresa utilizada possui 8 mm de diâmetro, os resultados obtidos representam bem o comportamento do efeito de escala, com valores mais altos de energia específica para a condição de usinagem com o menor avanço, $0,01 \text{ }\mu\text{m/dente}$, o que representa cerca de 17% do valor do raio de aresta da ferramenta de corte utilizada nos ensaios. Os autores concluem que a energia específica é fortemente influenciada pelo avanço da ferramenta, indicando que usinagens realizadas com avanços por dente maiores que o valor do raio de aresta da ferramenta devem consumir menor energia.

Ducobu, Rivière-Lorphèvre e Filippi (2016) modelaram o processo de formação de cavaco da liga de titânio Ti-6Al-4V via elementos finitos e realizaram ensaios de corte ortogonal na mesma liga buscando validar o modelo desenvolvido, estimar o valor da espessura mínima de corte do material e avaliar o comportamento da energia específica de corte com a redução da espessura de corte.

Segundo os autores, para espessuras de corte menores que 25% do valor do raio de aresta da ferramenta ($r_e = 10 \text{ }\mu\text{m}$), a usinagem ocorreu com formação de cavaco descontínuo. Os resultados de energia específica de corte mostram um aumento não linear para as mesmas condições de corte, atingindo níveis próximos a 10 J/mm^3 para a menor espessura de corte testada, $1 \text{ }\mu\text{m}$. Para espessuras de corte maiores que $100 \text{ }\mu\text{m}$ os níveis de energia específica de corte diminuíram para um patamar próximo a 1 J/mm^3 . Considerando os resultados de energia específica de corte e o processo de formação de cavaco, os autores determinaram a espessura mínima de corte do material em $h_{\min} \approx 0,25 \cdot r_e$.

2.3.1 Rugosidade e rebarba

Considerando a revisão da literatura apresentada até aqui, observa-se diversos trabalhos que apresentam resultados acerca da espessura mínima de corte e/ou efeito de escala na microusinagem. Na revisão da literatura, entretanto, muitos trabalhos dissertam

sobre a integridade superficial do componente microusinado de forma a associá-la indiretamente a esses dois pontos, sem determinar a espessura mínima de corte do material microusinado propriamente.

Biermann e Steiner (2012), por exemplo, avaliaram a formação de rebarba no microfresamento do aço inoxidável austenítico X5CrNi18-10. Segundo os autores, as técnicas de rebarbação utilizadas na usinagem em macroescala não devem ser aplicadas em componentes microusinados, podendo levar a erros dimensionais e alterações na tensão residual da superfície microusinada.

Ainda segundo os autores, no microfresamento de canais, em que normalmente tem-se o corte discordante e concordante em cada rotação das arestas da microfresa, o final do corte concordante deve acentuar a formação de rebarbas de topo no microfresamento. Esse efeito decorre principalmente pela presença da espessura mínima de corte do material na porção final do cavaco que está sendo gerado, o que deve provocar uma instabilidade no corte e favorecer a formação da rebarba.

Zhang, Liu e Xu (2013) investigaram o processo de formação de rebarba no corte ortogonal em microescala do aço AISI 1045 e determinaram que a formação de rebarba deve ser um bom indicativo do efeito de escala na microusinagem. Segundo os autores, a relação entre a espessura do cavaco não deformado e o raio de aresta da ferramenta são fatores determinantes na altura da rebarba formada em componente microusinados. Assim, o aumento na altura da rebarba deve indicar um aumento na energia específica de corte, caracterizando o efeito de escala.

Jackson et al. (2016) estudaram o processo de formação de cavaco na microusinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V por meio da modelagem por elementos finitos. Os autores determinaram que a transição da formação de cavaco para formação de rebarba pode ser descrita através da análise da razão entre o avanço por dente e o raio de aresta da ferramenta. Para $f_z/r_e \approx 1$ o cavaco deve ser totalmente formado, enquanto para $f_z/r_e \approx 0,5$ há formação de cavaco e também de rebarba e para $f_z/r_e \approx 0,3$ a formação de rebarba é predominante.

Através dessa análise, os autores sugerem que a predominância da formação de rebarba ocorre porque a espessura mínima de corte para o referido material não foi atingida, de forma que o processo de formação de rebarba seja, de fato, uma resposta direta a não formação de cavaco. O valor da espessura mínima de corte não foi mais detalhado, entretanto, os autores esperam validar experimentalmente estes resultados para prosseguir com esta discussão.

Como já apresentado anteriormente, Aramcharoen e Mativenga (2009) realizaram microfresamento em aço ferramenta AISI H13 e concluíram que condições de usinagem em que $h \approx r_e$ devem ser as melhores empregadas em operações de microfresamento, pois

geram melhor rugosidade da superfície microfresada, além de possuir baixa formação de rebarba. Para esta condição, os autores encontraram valores de Ra próximos à 140 nm, enquanto que para $h/r_e = 0,2$ (a menor razão ensaiada) encontram Ra próximo a 200 nm e para $h/r_e = 2$ (a maior razão ensaiada) encontram Ra próximo a 260 nm.

Sooraj and Mathew (2011) encontraram níveis de Ra entre 1,2 e 1,8 μm para avanços superiores a 3 $\mu\text{m}/\text{z}$ no microfresamento de canais em latão comercial, enquanto que para avanços menores que 1 $\mu\text{m}/\text{z}$ os valores de Ra se mantiveram próximos à 0,2 μm . Como os autores estimaram a espessura mínima de corte do referido material em 0,97 μm , observa-se que as condições de usinagem com avanço por dente próximos ou menores que a espessura mínima de corte levaram à melhor qualidade de superfície.

Como já discutido acima, Cuba Ramos et al. (2012) determinaram a espessura mínima de corte do aço AISI 1045 normalizado no corte ortogonal em microescala analisando os perfis de rugosidade e tensão residual ao longo da superfície microusinada. Para as condições de usinagem com espessuras de corte menores que a $h_{\text{mín}}$ os autores encontraram valores de Rz abaixo de 2 μm . À medida que o valor da espessura de corte testada aumentou, os valores de Rz aumentaram até atingir um valor máximo próximo de 8 μm e continuaram fluando entre este valor e 5 μm para as maiores espessuras de corte testadas.

2.3.2 Influência da microestrutura do material

Após a revisão da literatura, pode-se concluir que a natureza do *plowing* contribui significativamente para o aumento da energia específica de corte, além de influenciar a rugosidade da superfície usinada e gerar maior formação de rebarba. Assim, a determinação do valor da $h_{\text{mín}}$ se torna importante para a seleção de condições de corte apropriadas para microusinagem (Zhanqiang; Zhenyu; Yi, 2013). Além disso, necessita-se compreender melhor a influência das características do material a ser usinado no efeito de escala, uma vez que a energia específica de corte está diretamente relacionada com a morfologia do cavaco, força de corte, desgaste da ferramenta e integridade superficial, e é fortemente influenciada pelo *plowing* (Balogun; Mativenga, 2014).

Nesse sentido, torna-se importante ressaltar que na usinagem em macroescala diversos materiais são tratados como homogêneos e isotrópicos, principalmente em função da alta razão h/r_e envolvida no corte, e o processo de formação de cavaco se dá majoritariamente por meio de cisalhamento do material. Entretanto, no corte em microescala a razão h/r_e diminui e o raio de aresta da ferramenta e a espessura de cavaco não deformado começam a atingir a mesma ordem de dimensão do tamanho médio de grão do material. A partir deste momento, o corte ocorre a nível granular no material, portanto, o

material não deve mais ser considerado homogêneo e isotrópico (Dornfeld; Min; Takeuchi, 2006; Piljek; Keran; Math, 2014; Rodrigues; Jasinovicus, 2017).

Piljek, Keran e Math (2014) acreditam que o efeito de escala seja fortemente influenciado pela razão entre o tamanho médio de grão do material a ser usinado e a espessura de cavaco não deformado. Segundo os autores, quando essa razão se aproxima da unidade, ou seja, a espessura de corte aplicada na microusinagem se encontra na mesma ordem do tamanho médio de grão do material, o processo de formação de cavaco ocorre através da ruptura de grãos individuais de um material policristalino, quando usina-se materiais metálicos, por exemplo.

Portanto, ao se considerar que a espessura de corte na microusinagem muitas vezes é menor que o tamanho médio do grão do material, a microusinagem de materiais policristalinos se dará de forma anisotrópica, considerando o efeito da orientação cristalográfica de cada grão durante o corte.

Dessa forma, levando em conta todas as discussões levantadas na revisão da literatura, conclui-se que o mecanismo de corte em microescala difere substancialmente do corte em macroescala, tanto pelo efeito da anisotropia envolvida no corte, quanto pelo mecanismo do *plowing*, contribuindo massivamente para gerar o efeito de escala e defeitos na superfície usinada.

Buscando minimizar esses efeitos, Komatsu et al. (2012) e Assis, Jasinovicus e Rodrigues (2015) apresentam em seus trabalhos a influência do processo de refino de grão da microestrutura do material na integridade superficial do componente microusinado. Ambos os trabalhos encontraram resultados que indicam que a diminuição do tamanho médio de grão do material e, por consequência, a homogeneização da sua microestrutura, resultaram em melhor integridade da superfície microusinada, com menores níveis de rugosidade e menor formação de rebarba.

Como já apresentado anteriormente, Elkaseer et al. (2016) avaliaram a superfície microfresada do cobre Cu99,9E com grãos ultrarrefinados, em comparação com a versão original do material (como recebido), e concluíram que o processo de refino de grão levou a uma melhor rugosidade e atenuou a geração de defeitos na superfície da peça, como *prows*, vazios e microtrincas.

Portanto, o processo de refino de grão da microestrutura do material deve favorecer a formação de cavaco em condições de corte com espessuras de cavaco não deformado muito reduzidas. Mesmo nessas condições, a razão entre o tamanho médio de grão e a espessura de corte deve ser menor que a unidade. Além disso, espera-se que a espessura mínima de corte do material com microestrutura ultrarrefinada diminua, como consequência da homogeneização dessa microestrutura, resultado encontrado por Elkaseer et al. (2016).

Assim, ao se adotar na microusinagem um material com microestrutura ultrarrefinada, cujo processamento termomecânico para sua concepção tenha sido minuciosamente controlado, acredita-se que seja plenamente possível eliminar, ou no mínimo minorar consideravelmente, os efeitos de não uniformidade, anisotropia e descontinuidade da microestrutura dos materiais. Portanto, o processo de refino de grão do material sinaliza ser uma boa opção para melhorar o acabamento de componentes microusinados e minimizar o efeito de escala na microusinagem.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo apresenta o planejamento experimental, banco de ensaios, especificações dos corpos 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 microfresamento de topo em um centro de usinagem vertical CNC, sem aplicação de fluido lubrificante. Os fatores de controle adotados como variáveis de entrada foram o avanço por dente (f_z) e o tamanho médio de grão do material da peça. A velocidade de corte (v_c) e a profundidade de usinagem (a_p) foram mantidas constantes em todos os ensaios de usinagem em 60 m/min e 160 μm , respectivamente. A penetração de trabalho (a_e) foi adotada como o valor do diâmetro da fresa utilizada no ensaio ($a_e = D$), simulando um processo de usinagem de cavidades e canais em moldes e matrizes.

Foram empregadas fresas de topo inteiriças de metal duro, revestidas de TiAlN, com diâmetro (D) 800 μm e raio de aresta (r_e) $1,9 \pm 0,103 \mu\text{m}$. A escolha das variáveis de entrada e da fresa foi realizada a fim de investigar como a variação da espessura de corte, determinada em função do avanço, e o tamanho médio de grão do material influenciam a energia específica de corte e o processo de formação de cavaco, visando a caracterização do efeito de escala e a determinação da espessura mínima de corte ($h_{\text{mín}}$) de cada material. Análises da rugosidade e da formação de rebarba no canal microfresado foram realizadas para contribuir com os resultados principais. Dessa forma, a Tabela 2 apresenta os fatores de controle ou variáveis de entrada. Nota-se que a relação h/r_e apresentada na Tabela 2 considera h como sendo a espessura máxima de cavaco para cada avanço por dente.

Tabela 2 - Variáveis de entrada nos ensaios de usinagem.

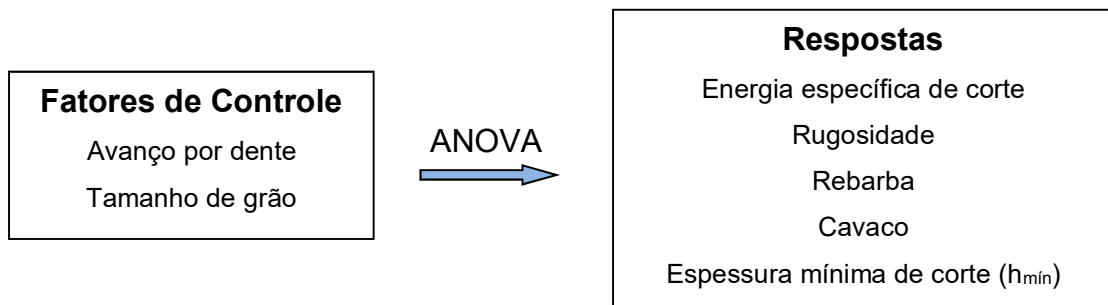
Fatores de controle	h/r_e							
	0,13	0,26	0,40	0,53	0,66	1,05	1,58	2,11
f_z [μm]	0,25	0,5	0,75	1	1,25	2	3	4
Tamanho de grão [μm]	0,7 e 11							

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Cada condição de usinagem foi repetida três vezes a fim de se realizar um tratamento estatístico dos resultados obtidos. 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. A Figura 7 apresenta de maneira esquemática os fatores de controle aplicados aos ensaios de usinagem e as respostas alvo da pesquisa. O tamanho de grão foi associado a cada material usinado, sendo o aço COS AR60 o material com tamanho médio de grão de 11 μm e sua versão com grãos ultrafinos o material com tamanho médio de grão de 0,7 μm .

Figura 7 - Fatores de controle e respostas alvos da pesquisa.

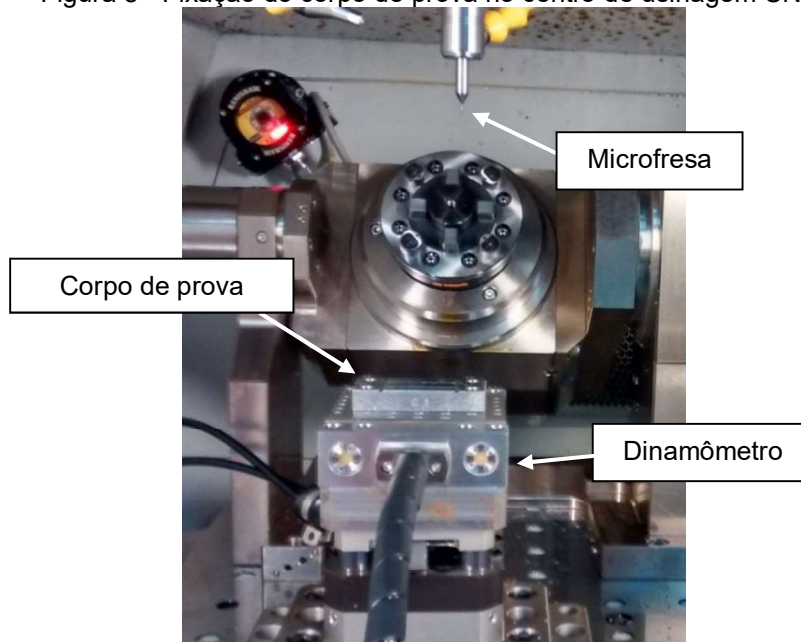


Fonte: Elaboração do próprio autor.

3.2 Banco de ensaios

Todos os ensaios de usinagem foram realizados em um centro de usinagem vertical CNC marca KERN, modelo KERN Pyramid Nano, com rotação máxima de 50.000 rpm e potência de 6,4 kW, gentilmente cedido pelo Instituto SENAI de Inovação em Sistemas de Manufatura, do SENAI/SC em Joinville-SC. A Figura 8 apresenta os detalhes dos ensaios de usinagem.

Figura 8 - Fixação do corpo de prova no centro de usinagem CNC.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para aquisição dos dados de força, utilizou-se um dinamômetro piezelétrico marca Kistler, modelo 9256C2, aquisição em 3 componentes, faixa de trabalho em F_x , F_y e F_z de -250 a 250 N, frequência natural de 4 kHz, rigidez de 250 N/ μm e um amplificador de carga de 3 canais, marca Kistler, modelo Type 5019B. Para conversão e transmissão dos sinais analógicos para digital, foi utilizada uma placa USB de aquisição de dados, marca National Instruments, modelo NI USB-6216. O dinamômetro foi fixado na mesa da máquina-ferramenta e foi conectado ao amplificador de carga, à placa de aquisição e à placa mãe de um notebook munido do software Labview 7.1.

O raio de aresta da microfresa foi medido utilizando o microscópio confocal Olympus OLS4000, pertencente ao Laboratório de Processos Avançados e Sustentabilidade (LAPRAS) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP). O processo de medição do raio de aresta é apresentado no apêndice A deste trabalho.

As análises do processo de formação de cavaco, da formação de rebarba e da rugosidade qualitativa da superfície da peça microfresada foram realizadas recorrendo-se ao microscópio eletrônico de varredura Zeiss LEO 440, pertencente à Central de Análises Químicas Instrumentais, do Instituto de Química de São Carlos (IQSC), Universidade de São Paulo (USP).

A rugosidade quantitativa foi medida utilizando um perfilômetro ótico Veeco, modelo Wyko NT1100, pertencente ao Laboratório de Engenharia de Precisão (LEP) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), Universidade de São Paulo (USP).

3.3 Corpos de prova

Os corpos de prova utilizados nos ensaios de usinagem foram obtidos a partir do aço COS AR60 como recebido e de uma versão deste material com grãos ultrafinos. A composição química nominal do material pode ser visualizada na Tabela 3.

Tabela 3 - Composição química do aço COS AR60 utilizado nos ensaios de usinagem (% em peso).

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

Fonte: Cosipa (2005).

Para geração do material com grãos ultrafinos, o aço COS AR60, originalmente fornecido pela Usiminas-Cubatão na forma de chapa grossa laminada, foi submetido a um tratamento termomecânico para obtenção de uma estrutura de grãos ultrafinos. Corpos de prova de dimensões 25x25x100 mm, extraídos da chapa grossa, foram submetidos ao processamento termomecânico de laminação a morno para refino de grão. Uma redução de 50% na espessura dos corpos de prova foi feita em um laminador FENN modelo 051. O processo de refino de grão utilizado é uma patente registrada no INPI (Instituto Nacional de Propriedade Intelectual) com código de registro PI1107247-4, depositada em 28/01/2011 e publicada em 25/09/2012 (Instituto Nacional da Propriedade Industrial, 2012).

O aço COS AR60 como recebido possui tamanho médio de grão de 11 μm . Após o tratamento termomecânico, o material passou a ter tamanho médio de grão de 0,7 μm , sendo caracterizado como um material com grãos ultrafinos. A Tabela 4 apresenta as principais propriedades mecânicas para os dois materiais.

Tabela 4 - Principais propriedades mecânicas do aço COS AR60 como recebido e sua versão com grãos ultrafinos.

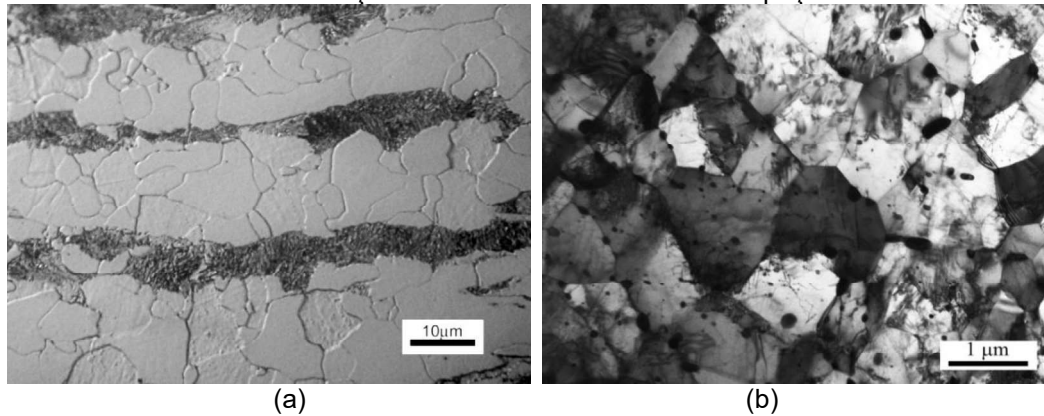
Material	Tamanho de grão [μm]	Dureza [HV]	σ_0 [MPa]	Energia Charpy [J]
COS AR60 como recebido	11	192	474	176
COS AR60 com grãos ultrafinos	0,7	216	510	285

Fonte: Modificado de Assis, Jasinevicius e Rodrigues (2015).

A Figura 9 apresenta a microestrutura do material COS AR60 como recebido e de sua versão com grãos ultrafinos. O material como recebido apresenta microestrutura com matriz predominantemente composta por grãos ferríticos e esparsas colônias de perlita geradas pelo bandeamento do carbono decorrente do processo de laminação do material. O material de grãos ultrafinos é constituído predominantemente por ferrita, havendo formação

de cementita globular nos contornos de grão, identificadas como pequenas estruturas negras globulares de tamanho nanométrico. Para a posterior discussão dos resultados, foi adotada a nomenclatura de GUF para o aço COS AR60 com grãos ultrafinos.

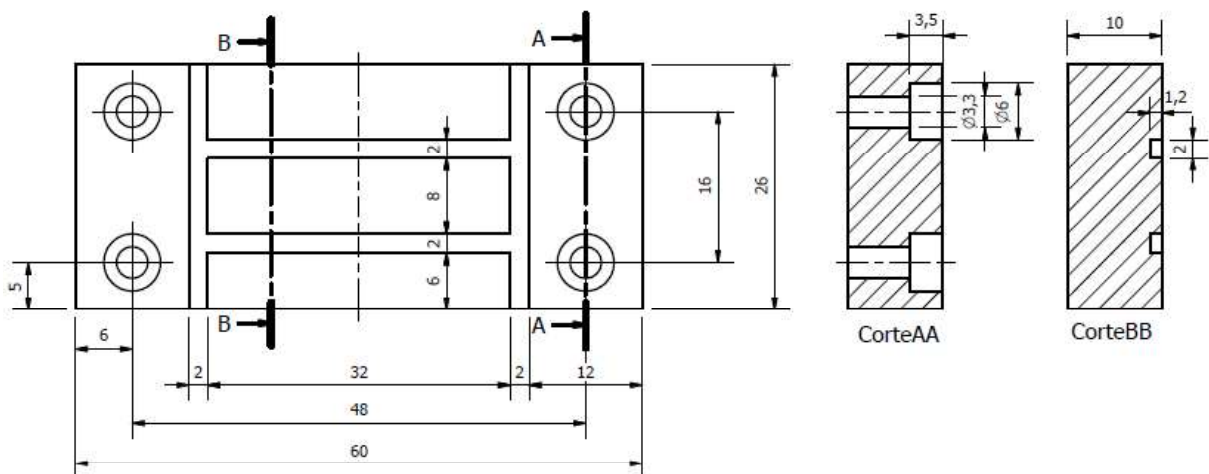
Figura 9 - Fotomicrografia do aço COS AR60 (a) como recebido e (b) com grãos ultrafinos (GUF) para caracterização microestrutural do material da peça.



Fonte: Assis (2013).

Todos os corpos de prova obtidos dos dois materiais e utilizados nos ensaios de usinagem possuem dimensões de 60 x 26 x 10 mm. Os corpos de prova foram usinados com canais de 2 mm ao longo da sua geometria, conforme apresentado pela Figura 10, para facilitar a movimentação da microfresa durante a usinagem dos microcanais, de forma que todos os avanços da matriz principal fossem usinados em um mesmo corpo de prova, formando microcanais ao longo das dimensões de 8 mm.

Figura 10 - Geometria dos corpos de prova com dimensões em mm.

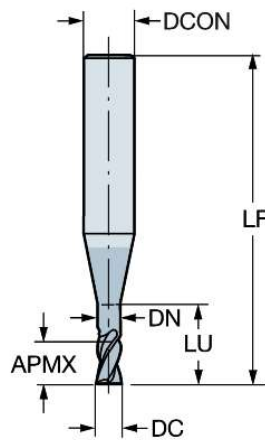


Fonte: Elaboração do próprio autor.

3.4 Ferramentas de corte

A ferramenta adotada para a realização dos ensaios foi uma fresa de topo inteiraça de metal duro, com duas arestas de corte e revestimento de TiAlN. Foi selecionada a microfresa de código R216.32-00830-AI08G 1620 da Sandvik Coromant que possui diâmetro de 800 μm e valor máximo de profundidade de usinagem de 0,8 mm. A Figura 11 apresenta uma ilustração do modelo da ferramenta utilizada nos ensaios de usinagem e a Tabela 5 apresenta as informações referentes à geometria da ferramenta.

Figura 11 - Ilustração cotada da ferramenta utilizada nos ensaios de microfresamento.



Fonte: Sandvik Coromant (2017).

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

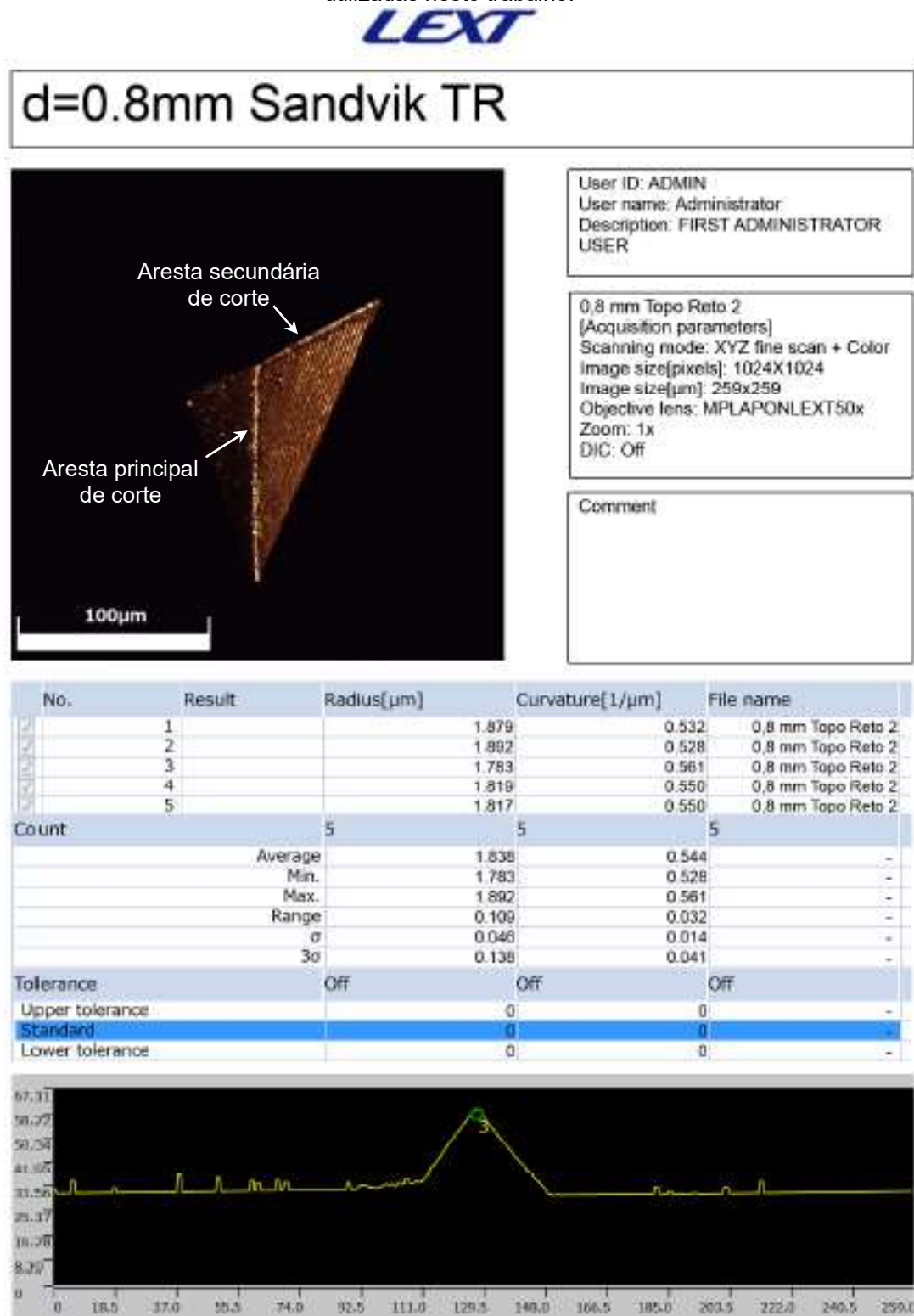
Código	Dimensões em mm					
	DC	APMX	DCON	DN	LF	LU
R216.32-00830-AI08G 1620	0,8	0,8	6	0,76	57	4

Fonte: Sandvik Coromant (2017).

O raio de aresta das ferramentas de corte, medido por meio de Microscopia Confocal, foi determinado em $1,9 \pm 0,103 \mu\text{m}$.

Foram consideradas 5 réplicas para cada ferramenta, medidas na aresta principal de corte, para compor o valor médio e o desvio padrão desta medida final. A Figura 12 apresenta o relatório gerado durante o processo de medição de uma microfresa e identifica as arestas principal e secundária de corte da microfresa analisada.

Figura 12 - Relatório gerado durante o processo de medição do raio de aresta das ferramentas utilizadas neste trabalho.



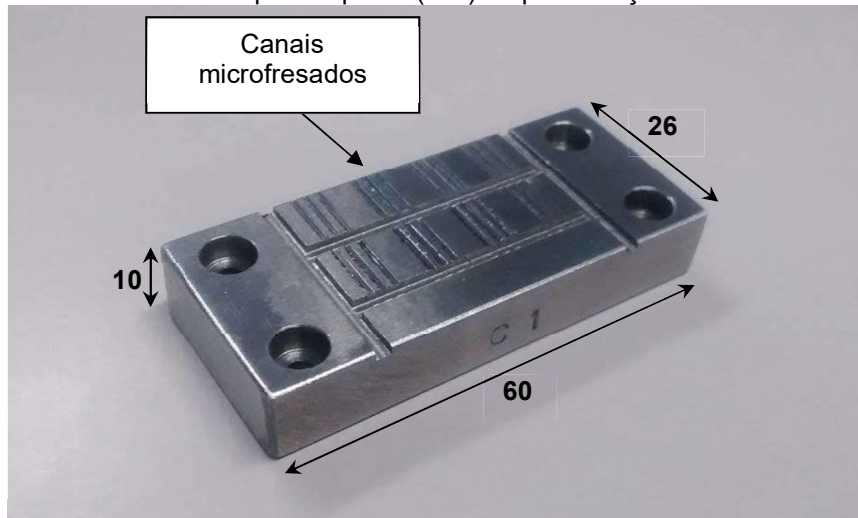
3.5 Procedimento experimental

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, rugosidade, rebarba e espessura mínima de corte.

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 três canais de 8 mm de comprimento para cada condição de usinagem, em cada material, sendo cada canal considerado uma réplica do ensaio em amostras distintas. A Figura 13 apresenta os canais microfresados e a geometria dos corpos de prova.

Figura 13 - Dimensões dos corpos de prova (mm) e apresentação dos canais microfresados.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Os ensaios ocorreram com o monitoramento do comportamento da peça e da ferramenta. O desgaste da ferramenta foi monitorado por meio da análise das arestas de corte em microscópio ótico logo após o microfresamento de cada grupo de três canais com o mesmo avanço. Quando detectado sinais de desgaste ou lascamento das arestas, as ferramentas eram substituídas por microfresas novas.

Todos os ensaios foram realizados com corte em cheio ($a_e = D$) e velocidade de corte de 60 m/min. Para atingir essa velocidade foi necessária uma rotação de 23874 rpm. A partir desta rotação, foi possível determinar a frequência de aquisição empregada na captura dos

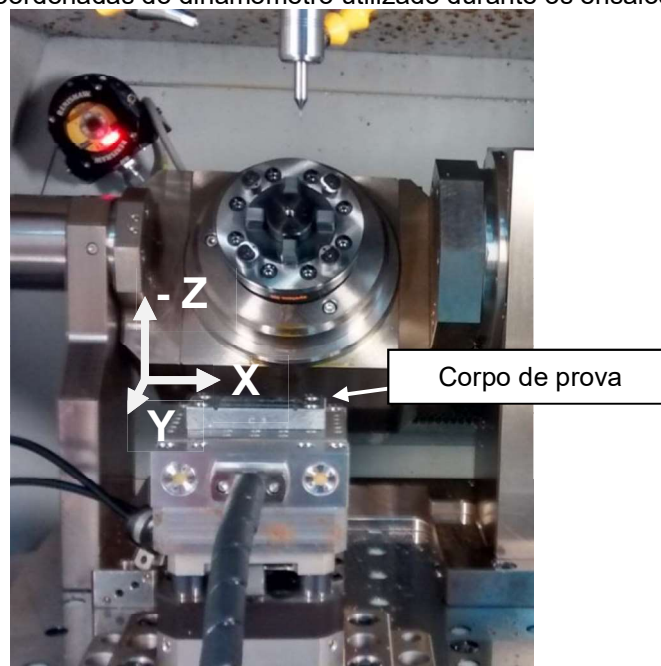
sinais de força. Considerando que a fresa possui duas arestas de corte, o ensaio gerou uma frequência de corte de aproximadamente 796 Hz. Dessa forma, a frequência mínima que deveria ser empregada na aquisição dos sinais seria de 1592 Hz, a fim de evitar o fenômeno de *aliasing*. Para uma maior discretização dos sinais, adotou-se uma frequência de aquisição de 30 kHz.

Segundo Nyquist (1928), 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, a rotina desenvolvida no 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 14 apresenta o sistema de coordenadas do dinamômetro durante os ensaios de usinagem. O mesmo sistema de coordenadas foi utilizado durante todos os ensaios. O avanço da ferramenta ocorreu no sentido positivo da direção y e apresentada na Figura 14.

Figura 14 - 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 avanço normal, avanço e passiva. As forças de avanço normal e avanço, adquiridas nos eixos x e y,

respectivamente, compõem a força ativa e contribuem para a remoção do material. A força passiva, adquirida no eixo z, 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 ativa, 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 ativa média e área da seção de corte média. A energia foi obtida pela integração numérica do sinal de força ativa 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 no comprimento usinado. A área da seção de corte média considerou a espessura de corte média, fornecida por Sandvik (2000).

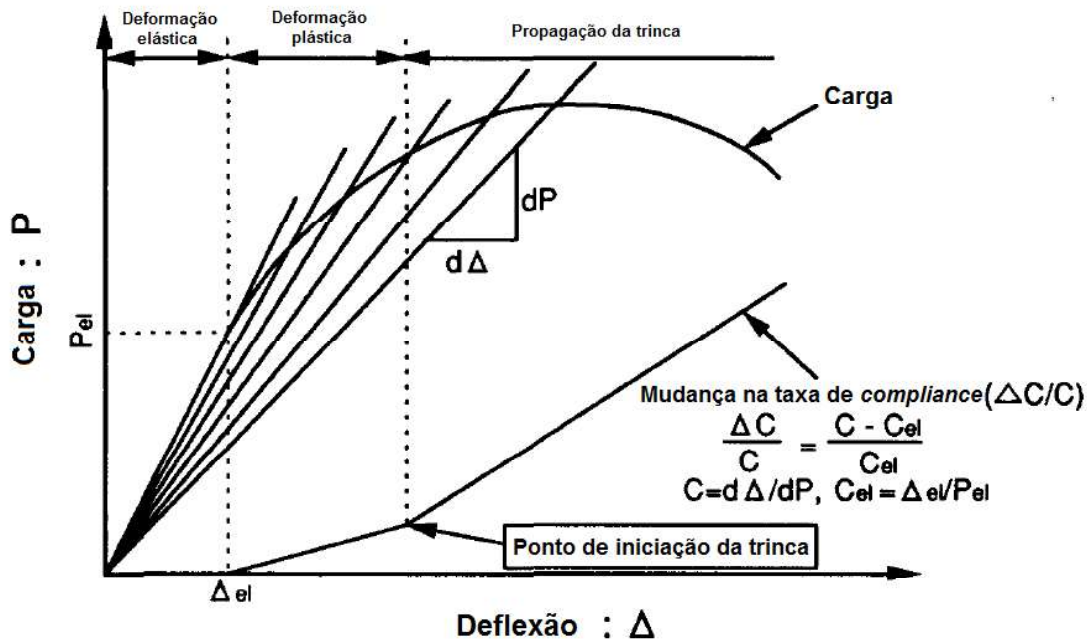
3.5.3 Rugosidade

A análise quantitativa da rugosidade foi realizada utilizando o perfilômetro ótico. As superfícies usinadas foram devidamente posicionadas no equipamento de modo que ficassem perpendiculares ao feixe de luz. Imagens planas e tridimensionais com escala de cores foram obtidas em quatro regiões representativas para cada canal microusinado, totalizando doze medidas para cada avanço. Foram avaliadas a região da entrada da ferramenta de corte no canal microusinado, duas regiões na porção mais central do canal e a região da saída da ferramenta de corte no canal microusinado. As áreas avaliadas em cada medida foram determinadas de forma a englobar a maior região possível do canal desprezando-se o efeito das bordas próximas à parede dos canais, onde tem-se maior influência do escoamento lateral.

A avaliação da rugosidade superficial foi realizada com auxílio do software Vision 2.0 Copyright© 2002-2008 da empresa *Veeco Instruments*. O parâmetro medido foi o S_a . O parâmetro de amplitude "S", diferentemente do parâmetro de amplitude "R", considera o relevo de toda a área registrada pelo perfilômetro e indica desvios significativos nas características de textura, sendo aplicado na análise de superfícies usinadas.

3.5.4 Rebarba

A avaliação quantitativa do comprimento da rebarba, tanto de topo concordante como de topo discordante, foi realizada recorrendo-se às imagens de MEV da superfície da

Figura 16 - Esquema do método da mudança da taxa de *compliance*.

Fonte: Modificado de Yamamoto e Kobayashi (1993).

Para os autores, o ponto de iniciação da trinca pode ser determinado identificando-se o ponto de mudança da taxa de variação da flexibilidade do material. Quando a trinca se inicia (Figura 16) essa taxa aumenta justamente porque o material se torna mais flexível, ou seja, começa a propagar a trinca e se deforma mais facilmente, gerando duas novas superfícies de fratura.

No processo de formação pleno de cavaco, o cisalhamento do material deve ocorrer a partir da formação de microtrincas no plano de cisalhamento primário, gerando também duas novas superfícies, isto é, superfície da interface cavaco-ferramenta e superfície usinada da peça. Se o efeito de escala é caracterizado pelo *plowing* no processo de formação do cavaco, ou seja, o cavaco deve se formar predominantemente através de um processo de deformação elasto-plástica e não pelo cisalhamento, e essa transição da deformação do material para o cisalhamento efetivo deve ocorrer assim que for atingida a espessura mínima de corte do material, sugere-se que a h_{\min} esteja diretamente ligada ao ponto em que esse processo de deformação elasto-plástica começa a ser superado e as microtrincas começam a se formar de maneira a levar o material ao cisalhamento majoritário. De outra forma, no início de sua formação, o cavaco deve demonstrar variação de sua taxa de *compliance*, similar ao comportamento à fratura de uma amostra frente a um carregamento dinâmico.

Partindo deste princípio, a determinação da espessura mínima de corte dos dois materiais microfresados neste trabalho foi realizada através de uma analogia ao método da taxa de variação da flexibilidade empregado na determinação da tenacidade à fratura de

materiais dúcteis no ensaio de impacto Charpy. A partir dos resultados de energia específica de corte, a taxa de variação da flexibilidade dos aços COS AR60 e GUF foi quantificada durante o processo de formação de cavaco à medida que variou-se o avanço por dente. Assim como proposto por Yamamoto e Kobayashi (1993), a taxa de variação da flexibilidade foi determinada a partir da Equação 2 abaixo:

$$\frac{\Delta C_o}{C_o} = \frac{C_o - C_{el}}{C_{el}} \quad (2)$$

onde C_o é a flexibilidade (*compliance*) e C_{el} a flexibilidade elástica do material microfresado.

A partir dos resultados de energia específica de corte, foi determinado o que denominou-se de rigidez volumétrica do material usinado em N/m^3 , assim como há a rigidez planar do ensaio de tração (N/m^2) ou mesmo a rigidez linear em distensões elásticas unidimensionais (N/m). A rigidez tida volumétrica foi obtida derivando-se a energia específica de corte em relação à espessura de corte ou avanço por dente $\left(\frac{\partial u}{\partial h} = \frac{\partial u}{\partial f_z}\right)$, já que o ângulo de posição primário é 90° .

A flexibilidade do material usinado foi então determinada como o inverso da rigidez, sendo obtidos os resultados em m^3/N , e denominada como flexibilidade volumétrica (C_o). Para a determinação do valor da C_{el} no microfresamento, entende-se que desde o primeiro avanço por dente adotado na matriz experimental deste trabalho, existe remoção de material, ainda que este material não seja o cavaco totalmente formado. Portanto, para os primeiros avanços adotados já houve uma transição entre a deformação elástica e a deformação plástica de algumas porções do material microfresado. Assim, o primeiro valor de flexibilidade volumétrica, encontrado a partir dos resultados de energia específica de corte para os avanços de 0,25 e 0,5 $\mu\text{m}/\text{z}$, foi adotado como o valor da flexibilidade elástica C_{el} . Finalmente, a partir dos resultados de flexibilidade volumétrica (C_o) e do valor de flexibilidade elástica (C_{el}) obtidos por esta metodologia, foram determinadas as taxas de variação da flexibilidade dos materiais microfresados neste trabalho.

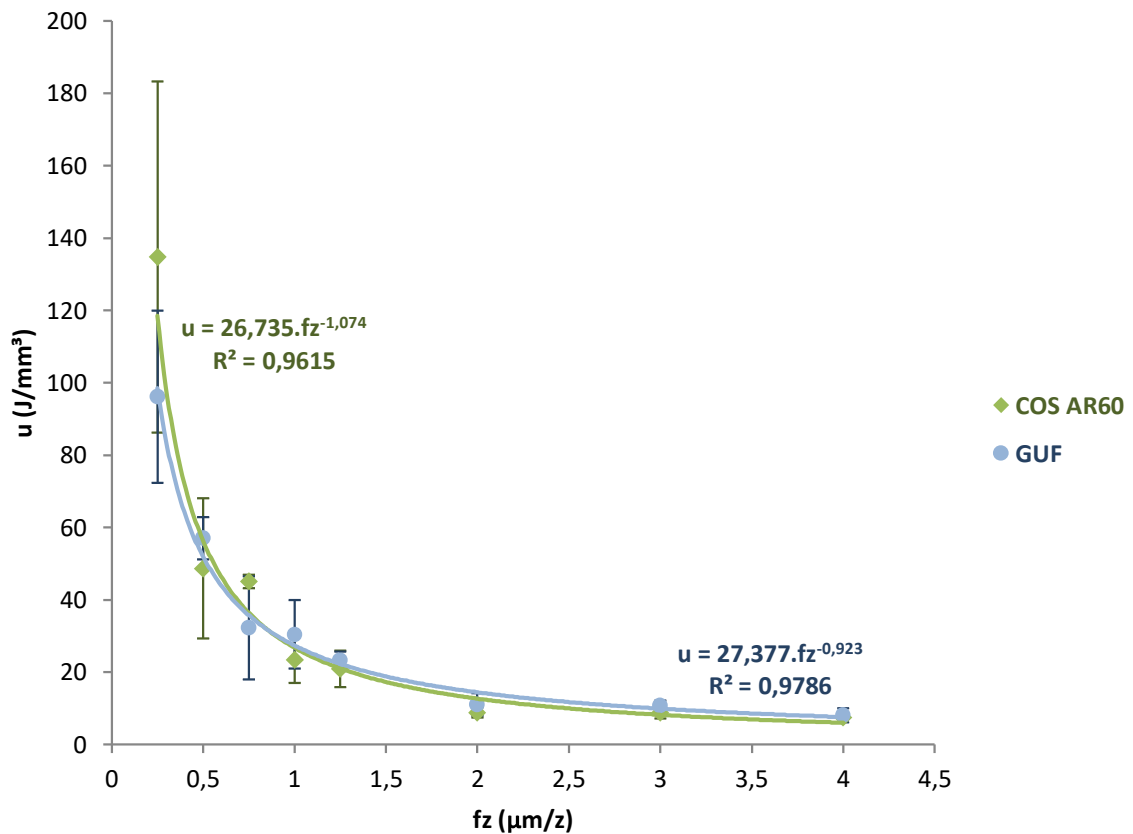
A espessura mínima de corte (h_{\min}) foi então determinada a partir da análise das curvas da taxa de variação da flexibilidade obtidas para os dois materiais microfresados.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Energia específica de corte

A energia específica de corte (u) é o parâmetro mais representativo do efeito de escala em um processo de usinagem. A Figura 17 apresenta o típico aumento da energia específica de corte com a diminuição do avanço por dente da microfresa para ambos os materiais da peça, considerando-se a razão entre energia e volume de material removido nos ensaios de microfresamento. A variabilidade associada às medidas de energia específica foi de 4,1 a 39,8% para o aço COS AR60 e de 10,1 a 44,2% para o aço GUF.

Figura 17 - Efeito do avanço por dente ($\mu\text{m}/\text{z}$) na energia específica de corte, comparando os dois tamanhos de grão.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Os altos valores de variabilidade correspondem principalmente aos resultados de energia específica para os avanços por dente de 0,75; 0,5 e 0,25 $\mu\text{m}/\text{z}$. Essa alta variabilidade pode ser associada ao efeito do *plowing* e ao processo de remoção instável de material, como será discutido posteriormente, considerando-se principalmente que os

avanços listados são menores que o valor do raio de aresta da ferramenta, $r_e = 1,9 \pm 0,103$ μm , e devem figurar na ordem da espessura mínima de corte ($h_{\text{mín}}$).

A variabilidade decorrente das medidas para o mesmo avanço em ambos os materiais indicam que não há diferença entre as médias de energia específica de corte entre eles. Assim, visando validar estatisticamente os resultados de energia específica de corte obtidos, apresenta-se na Tabela 6 a análise de variância (ANOVA) dos efeitos principais (avanço por dente e tamanho de grão) sobre a resposta (energia específica). O efeito do tamanho de grão de cada material será discutido em função do material da peça usinado, considerando-se os aços COS AR60 e GUF, com seus respectivos tamanhos médios de grão.

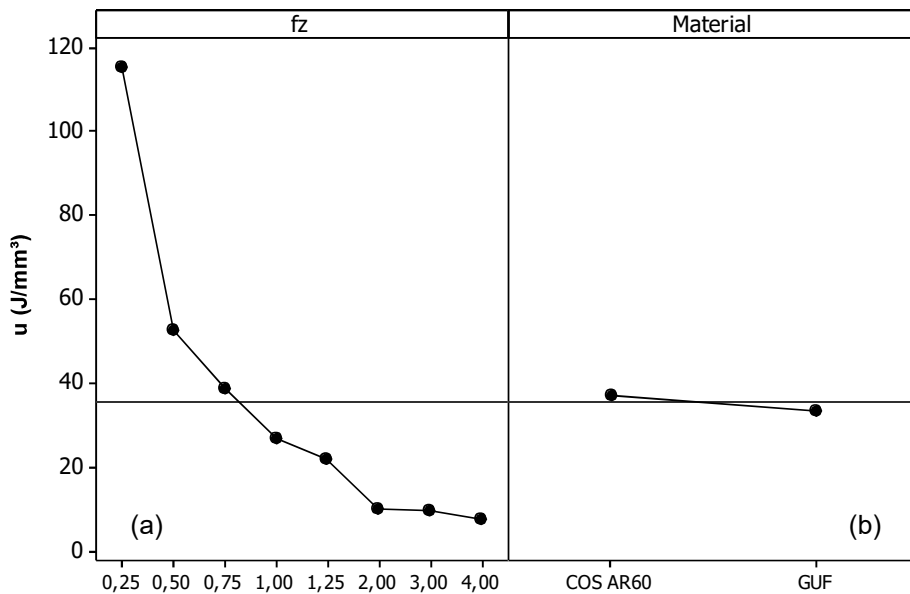
Tabela 6 - ANOVA do efeito do avanço por dente e do material da peça na energia específica de corte ($R^2 = 88,44\%$).

Fator de Controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
f_z	7	54192,1	7741,7	33,31	0,000
Material	1	158,2	158,2	0,68	0,415
$f_z \times \text{Material}$	7	2526,8	361,0	1,55	0,185
Erro	32	7436,4	232,4		
Total	47				

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Nota-se na ANOVA que apenas o avanço por dente afeta significativamente a energia específica de corte, já que seu Valor P é menor que o nível de significância adotado ($\alpha = 0,05$). Este resultado pode ser verificado graficamente na Figura 18 (a), uma vez que energia específica de corte (u) varia significativamente em torno da média ($u_{\text{med}} \cong 35,5$ J/mm^3) para os oito valores de avanço por dente. O material da peça não afeta significativamente a energia específica de corte ($P = 0,415 > \alpha = 0,05$), o que pode-se observar na Figura 18 (b), onde a energia específica de corte não apresenta grande variação em torno da média para os dois materiais. Esse resultado mostra que o processo de refino de grão do aço COS AR60 não deve alterar significativamente os valores de energia específica de corte envolvidos no microfresamento do aço GUF.

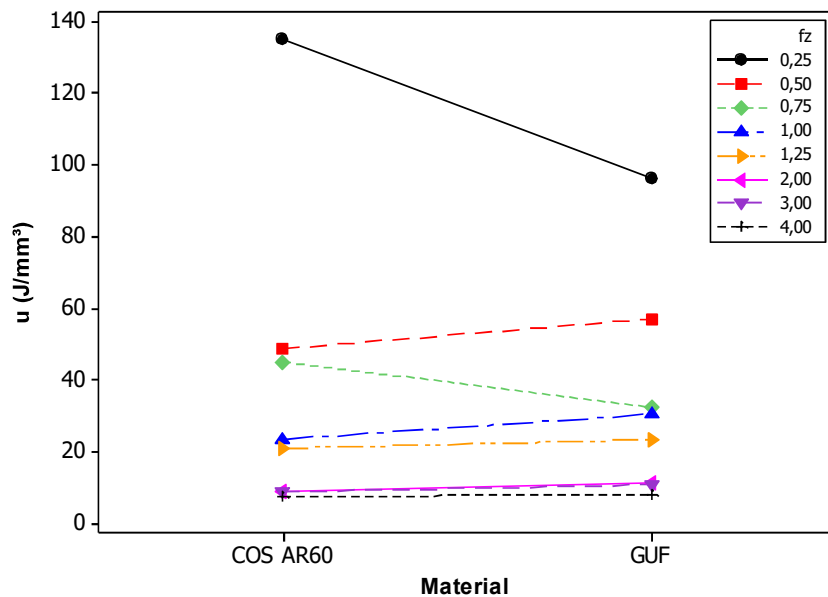
Figura 18 - Gráfico dos efeitos principais (a) avanço por dente e (b) material da peça sobre a energia específica de corte.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Pode-se ainda observar que a interação entre os fatores de controle não demonstrou significância sobre a energia específica de corte ($P = 0,185 > \alpha = 0,05$), ou seja, qualquer uma das variáveis de entrada não depende do nível da outra para influir na resposta. Em termos gráficos, isso significa que a variação da energia específica de corte entre os avanços não depende do material da peça, portanto, existe variação entre os valores de energia específica conforme os valores de avanço por dente variam, mas considerando-se cada valor de avanço por dente, não há variação de energia específica quando altera-se o material da peça usinado, principalmente devido à variabilidade das medidas, conforme observado na Figura 19.

Figura 19 - Gráfico do efeito da interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na energia específica.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A partir das Figuras 17 e 18 (a) observa-se que o efeito de escala, decorrente do efeito do *plowing*, gerou um aumento substancial nos valores de energia específica de corte à medida que diminui-se o valor de avanço por dente. Na Figura 17, os resultados de energia específica para os dois materiais foram descritos por uma curva potencial com um ajuste R^2 superiores a 95%. Na Figura 18 (a), observa-se uma mudança de comportamento da curva a partir do valor médio de energia específica de corte: para os avanços menores que, aproximadamente, $1 \mu m/z$, tem-se um crescimento acelerado da curva e valores de energia específica de corte maiores que a média, enquanto para os avanços a partir de $1 \mu m/z$, os valores de energia específica diminuem a uma taxa menor até atingir um patamar próximo de $10 J/mm^3$. Assim, as curvas potenciais apresentadas pela Figura 17, em concordância com os resultados apresentados pela Figura 18 (a), indicam que o efeito de escala pode ser dividido em duas regiões: uma primeira região, envolvendo os avanços menores, onde o haverá um crescimento assintótico da energia específica de corte, e uma segunda região, envolvendo os avanços maiores, onde os valores de energia específica de corte devem diminuir e se manter em um patamar praticamente constante.

A divisão da curva de energia específica de corte em duas regiões é fundamental para se definir um ponto de transição onde a usinagem que é fortemente influenciada pelo efeito do *plowing* passará a ocorrer majoritariamente pelo cisalhamento do material da peça. A literatura mostra que esse ponto de transição influencia o comportamento da energia específica, o processo de formação de cavaco e, por consequência, a formação de rebarba

e o padrão de rugosidade na superfície usinada, sendo diversas vezes associado ao ponto onde finalmente atingiu-se a espessura mínima de corte do material.

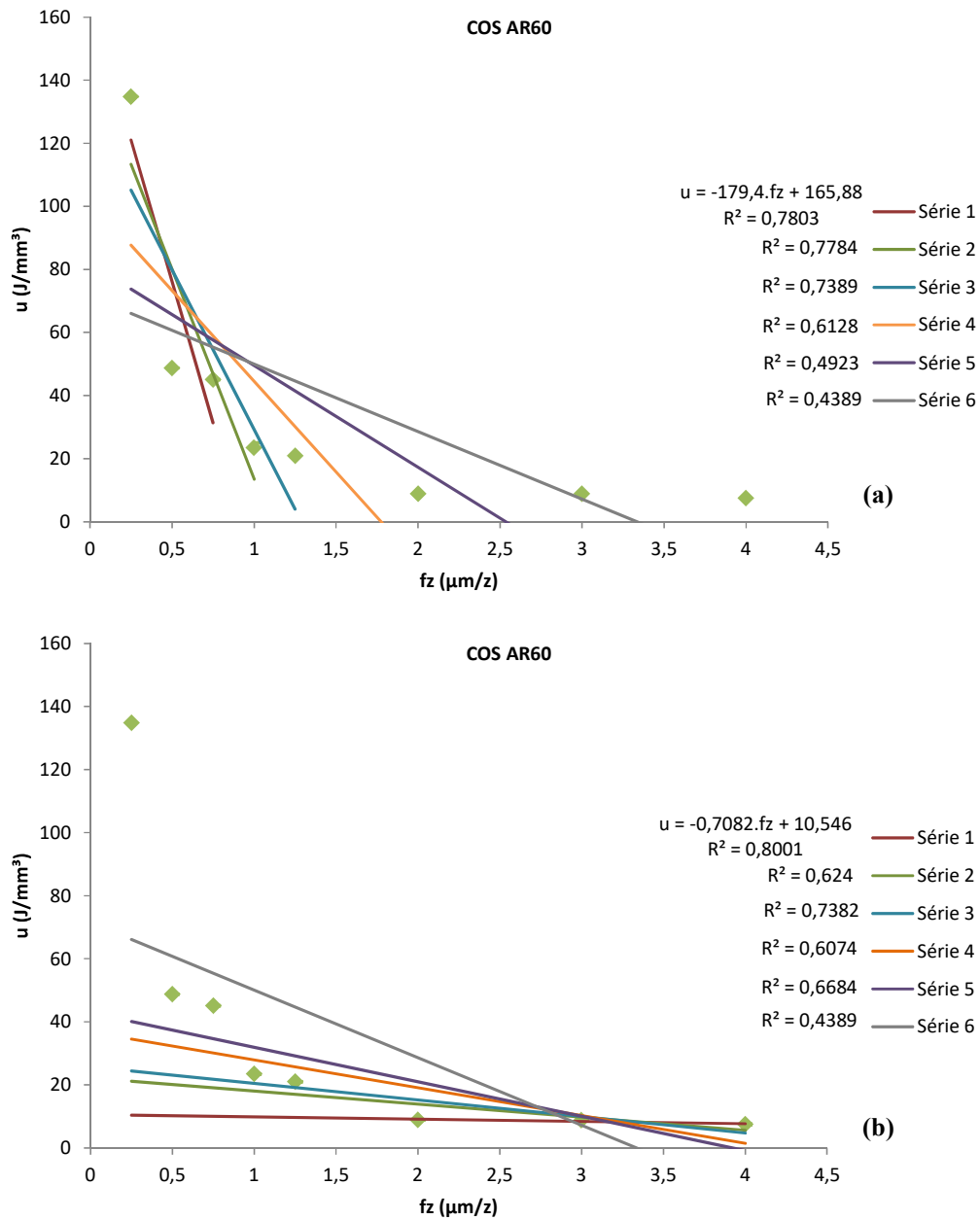
A Figura 18 (a), obtida a partir da ANOVA dos resultados de energia específica, indica que a transição dessas duas regiões deve ocorrer entre os avanços de 0,75 e 1 $\mu\text{m/z}$. Considerando-se que os pontos de energia específica de corte podem ser divididos em duas regiões com comportamentos distintos, mas que em conjunto geram as curvas potenciais apresentadas pela Figura 17, foram realizados o ajuste de diversas retas secantes às curvas potenciais a partir do menor avanço por dente até se atingir o maior avanço, e o caminho inverso, a partir do maior avanço por dente até se atingir o menor avanço, a fim de avaliar o comportamento destas retas e definir esse ponto de transição.

O emprego de retas em intervalos opostos do domínio do avanço indica a variação da energia específica em relação à variação do avanço por dente para cada região do efeito de escala, ou seja, pode-se determinar um ponto de intersecção onde as derivadas referentes ao acréscimo e decréscimo assintóticos da energia específica sejam iguais. Esta taxa de variação da energia específica em função do avanço ou, equivalentemente, a espessura de corte pode ser entendida como a rigidez (ou flexibilidade) do cavaco durante o início de sua formação, como será visto no item 4.4.

Tais ajustes de retas foram realizados com a combinação de 3, 4, 5, 6, 7 e 8 pontos de energia específica de corte e para cada combinação foi gerada uma reta com um dado ajuste de R^2 . Posteriormente, comparando os valores do ajuste R^2 de todas as retas, foram definidas duas retas que melhor descrevem cada região e determinou-se o ponto de intersecção destas retas, buscando determinar o ponto de transição das duas regiões para as curvas potenciais apresentadas na Figura 17. A Figura 20 apresenta os resultados para o aço COS AR60.

A partir da Figura 20 (a) observa-se que a reta correspondente à Série 1, que leva em consideração os pontos de energia específica referentes aos avanços de 0,25; 0,5 e 0,75 $\mu\text{m/z}$, apresenta o melhor ajuste de R^2 (0,7803) e possui uma equação de reta $u = -179,4 \cdot fz + 165,88$. A partir da Figura 20 (b) observa-se que a reta correspondente à Série 1, que leva em consideração os pontos de energia específica referente aos avanços de 2, 3 e 4 $\mu\text{m/z}$, apresenta o melhor ajuste de R^2 (0,8001) e possui uma equação de reta $u = -0,7082 \cdot fz + 10,546$.

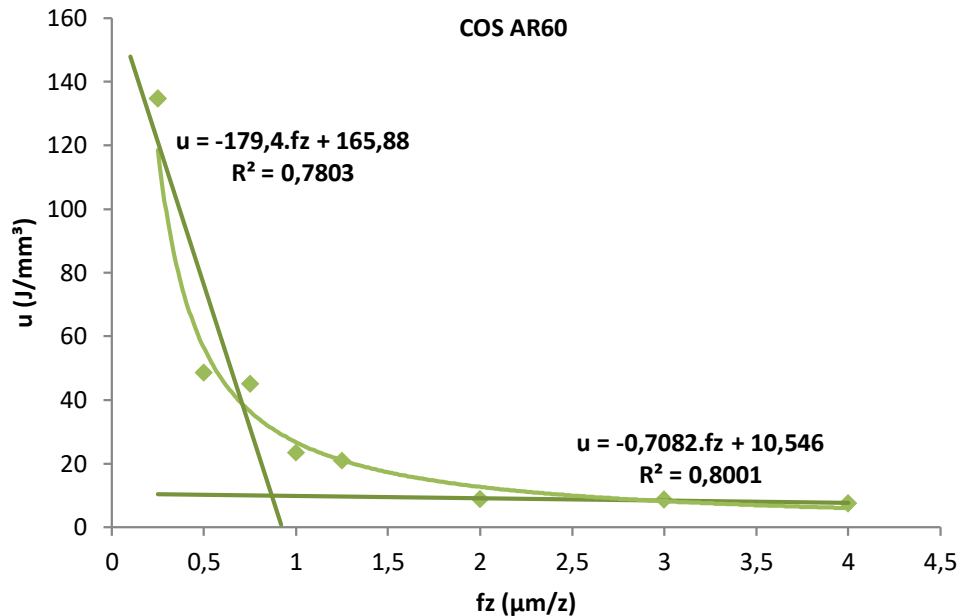
Figura 20 - Ajuste de retas para os valores de energia específica de corte do aço COS AR60 considerando (a) o ajuste do menor para o maior avanço e (b) do maior para o menor avanço.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 21 apresenta finalmente a curva potencial dos valores de energia específica de corte para o aço COS AR60 e as retas que melhor se ajustam aos pontos de energia nas duas regiões distintas que buscou-se determinar.

Figura 21 - Curva potencial da energia específica de corte e o ajuste de retas para as duas regiões do efeito de escala para o aço COS AR60.

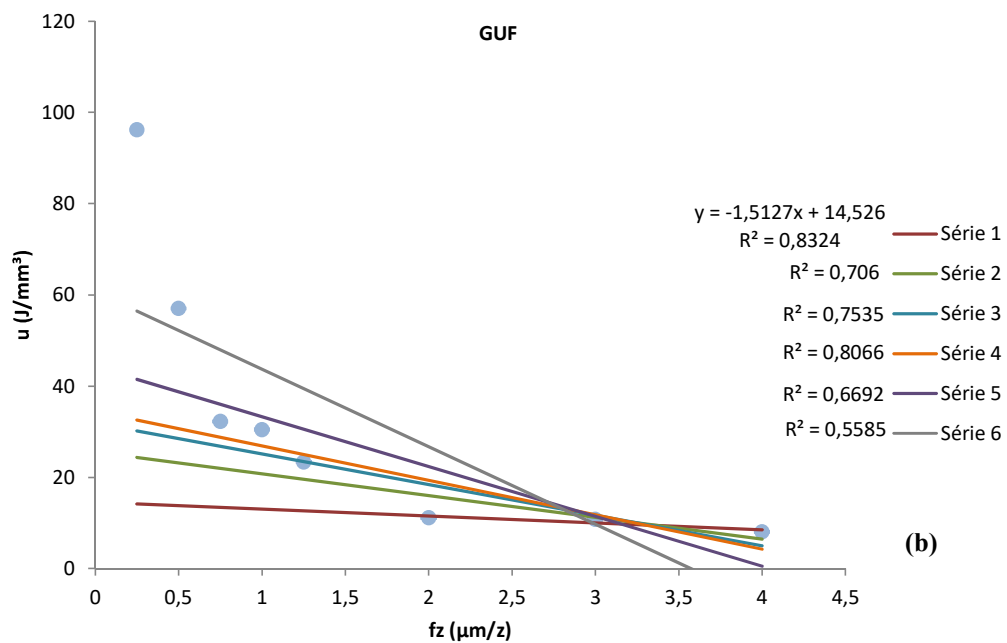
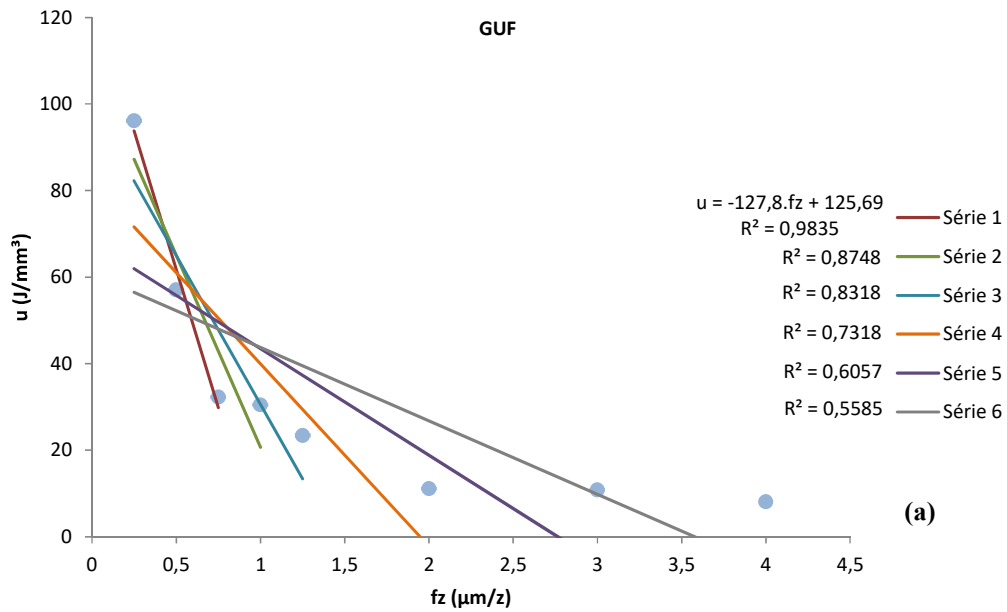


Fonte: Elaboração do próprio autor.

Igualando-se as equações das duas retas, determina-se o valor de avanço no ponto de intersecção em $0,87 \mu\text{m/z}$, valor que concorda com o resultado da análise da Figura 18 (a).

Ao adotar-se o mesmo procedimento para os resultados de energia específica de corte do aço GUF, obtém-se as retas apresentadas pela Figura 22. A partir da Figura 22 (a) observa-se que a reta correspondente à Série 1, que leva em consideração os pontos de energia específica referente aos avanços de $0,25$; $0,5$ e $0,75 \mu\text{m/z}$, apresenta o melhor ajuste de R^2 ($0,9835$) e possui uma equação de reta $u = -127,8 \cdot fz + 125,69$. A partir da Figura 22 (b) observa-se que a reta correspondente à Série 1, que leva em consideração os pontos de energia específica referente aos avanços de $2, 3$ e $4 \mu\text{m/z}$, apresenta o melhor ajuste de R^2 ($0,8324$) e possui uma equação de reta $u = -1,5127 \cdot fz + 14,526$.

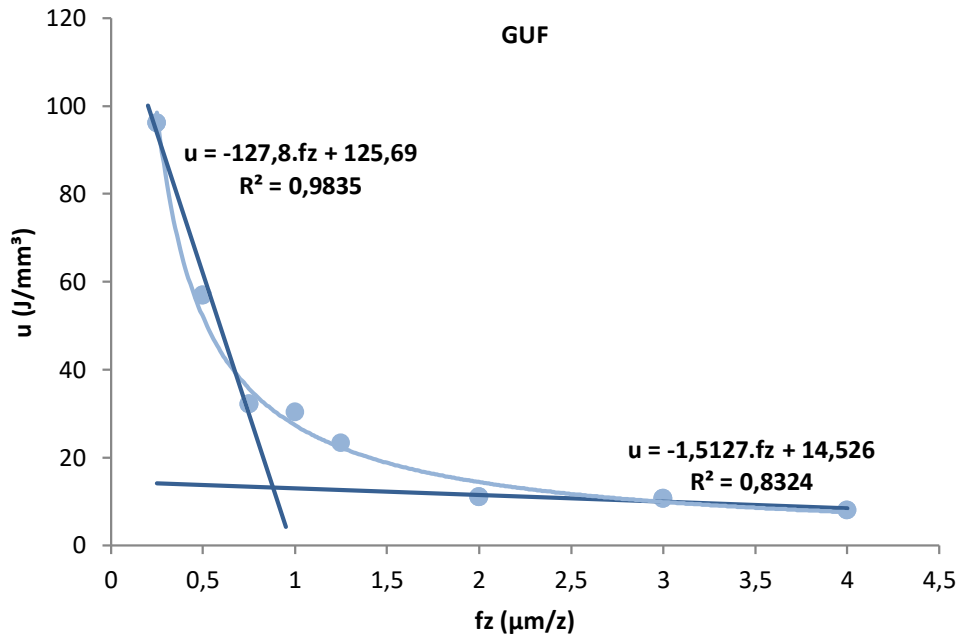
Figura 22 - Ajuste de retas para os valores de energia específica de corte do aço GUF considerando (a) o ajuste do menor para o maior avanço e (b) do maior para o menor avanço.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 23 apresenta finalmente a curva potencial dos valores de energia específica de corte para o aço GUF e as retas que melhor se ajustam aos pontos de energia nas duas regiões distintas que buscou-se determinar.

Figura 23 - Curva potencial da energia específica de corte e o ajuste de retas para as duas regiões do efeito de escala para o aço GUF.

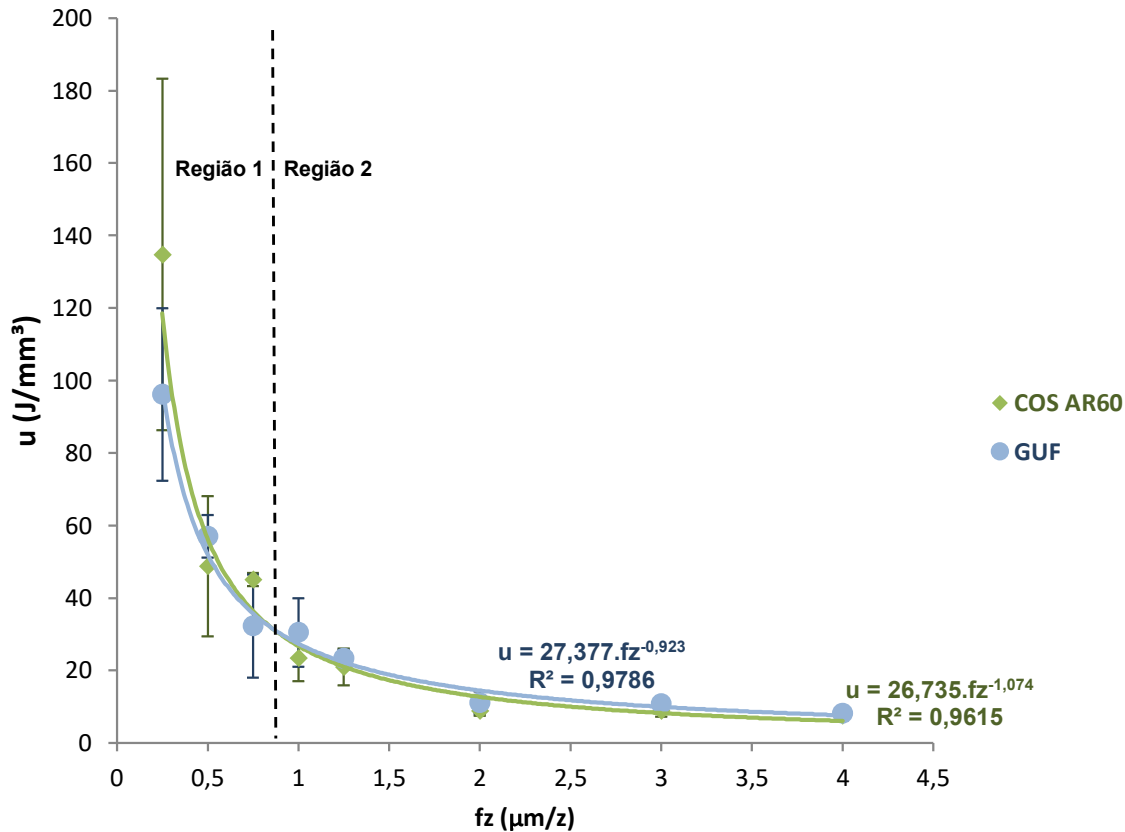


Fonte: Elaboração do próprio autor.

Igualando-se as equações das duas retas, determina-se o valor de avanço no ponto de intersecção em $0,88 \mu\text{m/z}$, valor que é próximo do respectivo do aço COS AR 60 e também concorda com o resultado da análise da Figura 18 (a). Portanto, os resultados de energia específica de corte para ambos os materiais devem apresentar sua transição de comportamento entre os avanços de $0,75$ e $1 \mu\text{m/z}$, assim como previsto pelo comportamento da curva apresentada na Figura 18 (a). O valor obtido pelo método apresentado de ajuste de retas pode indicar um valor aproximado para a espessura mínima de corte ou algum ponto de transição para melhor formação de cavaco ou melhor rugosidade, mas isso será melhor discutido adiante.

A Figura 24 apresenta finalmente as duas regiões do efeito de escala para os resultados de energia específica de corte para os aços COS AR60 e GUF.

Figura 24 - Efeito do avanço por dente ($\mu\text{m}/\text{z}$) na energia específica de corte comparando os dois materiais da peça e as duas regiões do efeito de escala.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

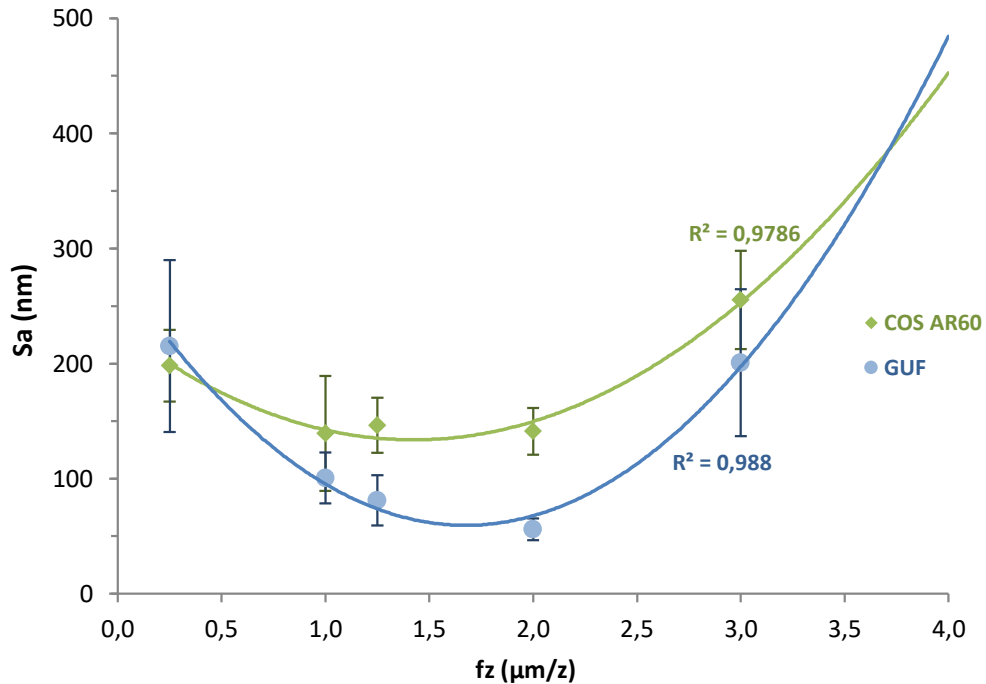
Para os dois materiais, a região 1 mostra que a energia específica de corte tem crescimento assintótico, aproximadamente a partir do avanço por dente de $0,75 \mu\text{m}/\text{z}$ até o menor nível testado. Este comportamento crescente da energia específica a uma taxa elevada sugere que avanços de $0,75 \mu\text{m}/\text{z}$ ou menores devem gerar espessuras médias de corte que figuram na mesma ordem de grandeza da espessura mínima de corte de cada material, de modo a dificultar o processo de formação de cavaco ou deformar o material da peça, sem causar a remoção de material por meio do cisalhamento, o que eleva sobremaneira a energia específica de corte.

Os níveis de energia atingidos na região 2 indicam que a razão entre h/r_e seja superior às razões que determinam o valor de h_{min} , portanto, o valor de avanço por dente não deve ter causado dificuldade para a formação do cavaco e deve ter levado a uma melhor qualidade da superfície microfresada. Assim, considerando-se que a microusinagem realizada em condições que transitem entre estas duas regiões repercute na integridade superficial da peça, apresenta-se a seguir o comportamento da rugosidade e da formação de rebarba nos dois domínios de avanço por dente, bem como na região estimada de transição *plowing*-dominante e cisalhamento-dominante.

4.2 Rugosidade e rebarba

O comportamento aproximadamente parabólico positivo da rugosidade média aritmética 3D (S_a) em função do avanço por dente para os materiais da peça COS AR60 e o GUF é apresentado na Figura 25.

Figura 25 - Comparação entre a rugosidade média aritmética 3D (S_a) considerando os diferentes avanços por dente para os dois materiais.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para os avanços menores que cerca de $1 \mu\text{m/z}$ tem-se uma razão h/r_e aproximadamente menor do que 0,5, razão que leva a uma superfície microfresada altamente caracterizada pelo efeito *plowing*. Em contrapartida, para os avanços superiores a cerca de $2 \mu\text{m/z}$ tem-se uma razão h/r_e maior que 1, obtendo superfícies microfresadas com o efeito *plowing* minorado, mas com marcas de avanço bem definidas e com volume de material removido cada vez maiores. Essas condições geraram desvios padrões mais elevados para os resultados associados a estes avanços, resultado de uma alta variabilidade das medidas de rugosidade. A análise qualitativa das texturas superficiais impressas na peça será detalhada adiante.

Realizado o ajuste de curvas de tendência para os valores de rugosidade dos dois materiais, observa-se que existe uma tendência de queda da rugosidade quando se aproxima de uma faixa de avanço entre $1,3$ a $1,7 \mu\text{m/z}$, sendo este último valor de avanço por dente um valor próximo ao raio de aresta da ferramenta utilizada. Para o primeiro avanço posterior a esta faixa ($2 \mu\text{m/z}$), também próximo ao valor do raio de aresta,

possivelmente tem-se a formação da superfície microfresada já sem influência do efeito *plowing* e o volume de material removido não será suficientemente alto a ponto de deteriorar o acabamento da superfície usinada. Portanto, o valor do raio de aresta da ferramenta aparenta ser uma boa aproximação para condições de corte em que se espera melhor qualidade da superfície microfresada, resultado que será mais bem explorado posteriormente.

Visando validar estatisticamente os resultados de rugosidade média aritmética 3D (S_a) obtidos, apresenta-se na Tabela 7 a análise de variância (ANOVA) dos efeitos sobre a resposta.

Tabela 7 - ANOVA do efeito do avanço por dente e do material da peça na rugosidade média aritmética 3D (S_a) ($R^2 = 70,22\%$).

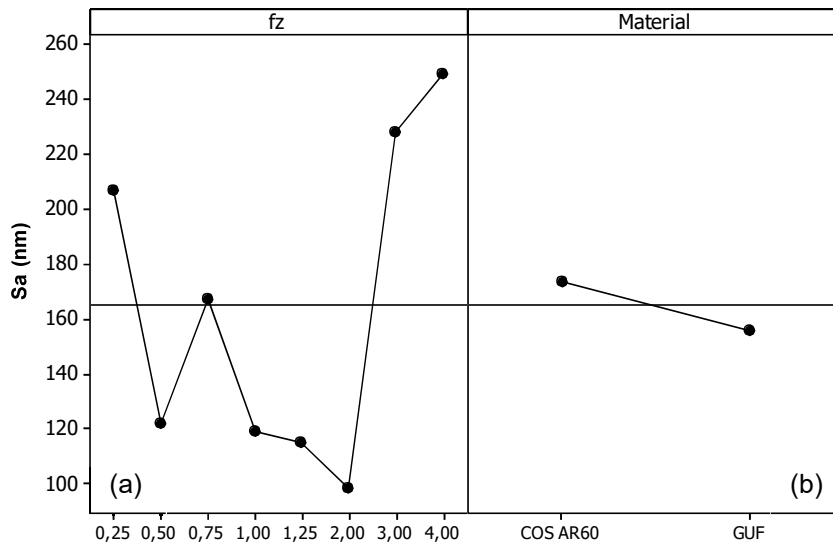
Fator de Controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
f_z	7	555840	79406	38,37	0,000
Material	1	14170	14170	6,85	0,010
$f_z \times$ Material	7	244803	34972	16,90	0,000
Erro	163	337329	2070		
Total	178				

Fonte: Elaboração do próprio autor.

A partir dos resultados da ANOVA, observa-se que o avanço por dente afeta significativamente a rugosidade S_a da superfície microfresada ($P = 0,000 < \alpha = 0,05$). Este resultado pode ser verificado graficamente na Figura 26 (a), uma vez que a rugosidade S_a varia significativamente em torno da média ($S_{a_{méd}} \cong 165 \text{ nm}$) para os oito valores de avanço por dente. Ademais, este resultado vai ao encontro do que é apresentado na literatura e representa a importância do valor de avanço por dente no mecanismo de formação de cavaco, considerando a transição do *plowing* para a remoção do material através do cisalhamento e o efeito que esses mecanismos exercem no acabamento da peça microfresada.

O material da peça também afeta significativamente a rugosidade S_a ($P = 0,01 < \alpha = 0,05$), o que pode ser observado na Figura 26 (b), onde a rugosidade S_a apresenta uma variação moderada em torno da média para os dois materiais. Portanto, o processo de refino de grão do material mostra ser influente no valor de rugosidade da superfície, sugerindo ser uma boa alternativa para melhorar a integridade superficial de superfícies microfresadas, como também ilustra a Figura 25.

Figura 26 - Gráfico dos efeitos principais (a) avanço e (b) material da peça sobre a rugosidade média aritmética 3D (Sa).



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Ao se considerar a interação entre os fatores de controle, o avanço por dente e o material da peça, o resultado da ANOVA mostra que essa interação tem significância na rugosidade Sa ($P = 0,000 < \alpha = 0,05$), ou seja, as duas variáveis de entrada dependem uma da outra para influir na resposta. Em termos gráficos, isso significa que a variação da rugosidade Sa entre os valores de avanço por dente depende do material da peça. Portanto, para existir variação entre os valores de rugosidade quando se varia os valores de avanço por dente é necessário variar o material que está sendo microfresado, conforme comportamento apresentado na Figura 27.

Observa-se que os valores de rugosidade para o aço COS AR60 ao serem analisados os avanços de 1; 1,25 e 2 $\mu\text{m/z}$ encontram-se quase sobrepostos, mas quando há a variação do material para o aço GUF e considerando-se esses mesmos valores de avanço, tem-se uma variação no valor da rugosidade. O mesmo ocorre quando se analisa os avanços de 0,25 e 0,75 $\mu\text{m/z}$. Logo, ao se considerar a significância do avanço por dente na rugosidade (Sa) das superfícies microfresadas, deve-se considerar também a significância da interação do avanço por dente e o material da peça.

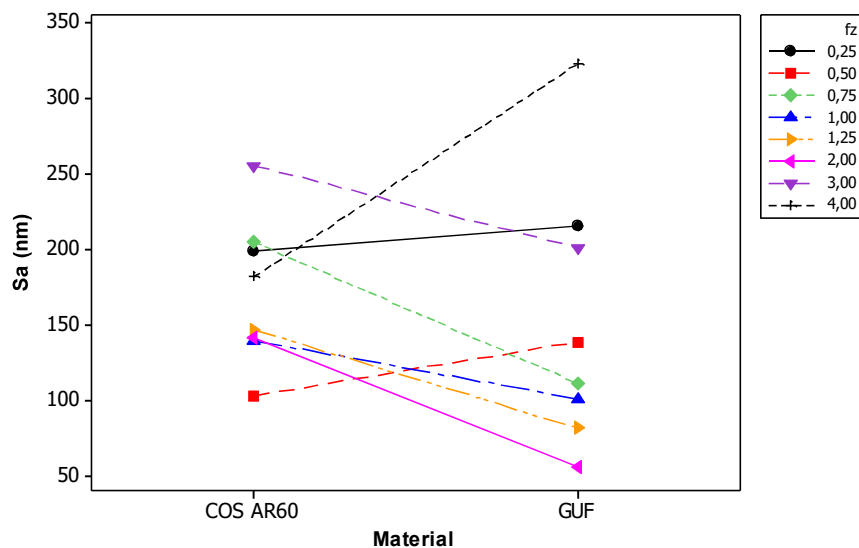
Do ponto de vista fenomenológico, constata-se em ambas as Figuras 25 e 27 que há uma inversão da rugosidade para os materiais da peça quando os avanços por dente são os extremos mínimo e máximo do domínio adotado, ou seja, avanços 0,25, 0,50 e 4 $\mu\text{m/z}$. O aço GUF, de maior dureza, passou a ter maior rugosidade, estatisticamente validada pela ANOVA, apesar de a variabilidade para estes casos serem interpostas (Figura 25).

Para os menores avanços, o aço COS AR60 apresentou defeitos superficiais como escoamento lateral, trincas e vazios decorrentes das diferentes propriedades mecânicas dos

grãos de ferrita e perlita, tais como tensões residuais e limite de escoamento. Tais danos foram menos significativos em amplitude se comparados aos ocorridos com os mesmos avanços para o aço GUF, pois mesmo sendo monofásico e de maior dureza, apresentou danos periódicos de maior amplitude na superfície microfresada, como marcas de vibração e remoção intermitente de material da peça na tentativa de formar cavaco (sulcamento cíclico).

Para os maiores avanços, o aço COS AR60 apresentou os mesmos defeitos decorrentes de sua microestrutura bifásica, ou seja, cavidades e vazios, os quais resultaram em menores variações da topografia usinada quando comparada a do aço GUF para o mesmo avanço. Diferentemente da textura gerada nos menores avanços por dente, o aço GUF apresentou saliências e microrrebarbas sobre os picos das marcas de avanço da ferramenta, amplificando o valor da rugosidade. Todos os danos aqui relatados serão detalhados na discussão das Figuras 27 e 29.

Figura 27 - Gráfico do efeito da interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) na rugosidade média aritmética 3D (S_a).



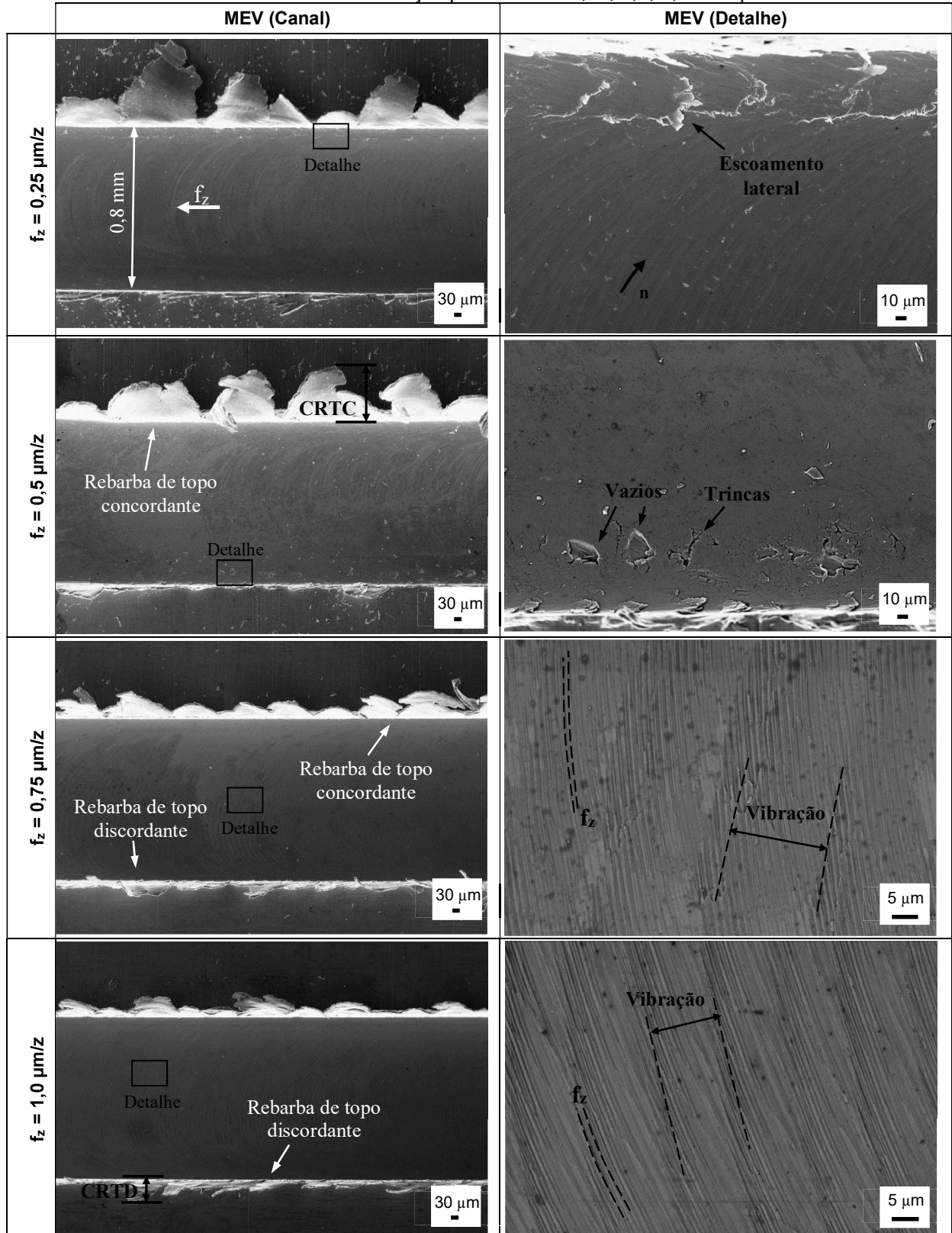
Fonte: Elaboração do próprio autor.

Considerando-se que a rugosidade S_a é fortemente influenciada pela variação do avanço por dente e que deve-se atingir um ponto de mínimo valor de rugosidade para o avanço próximo de $2 \mu\text{m}/z$, conforme observa-se na Figura 26 (a), o efeito do *plowing* para os avanços menores que este valor devem ter sido significativos para gerar um aumento no valor de rugosidade.

Para melhor avaliação do acabamento da peça microfresada e a formação de rebarba para os dois materiais, as Figuras 28 e 29 apresentam imagens obtidas por meio de

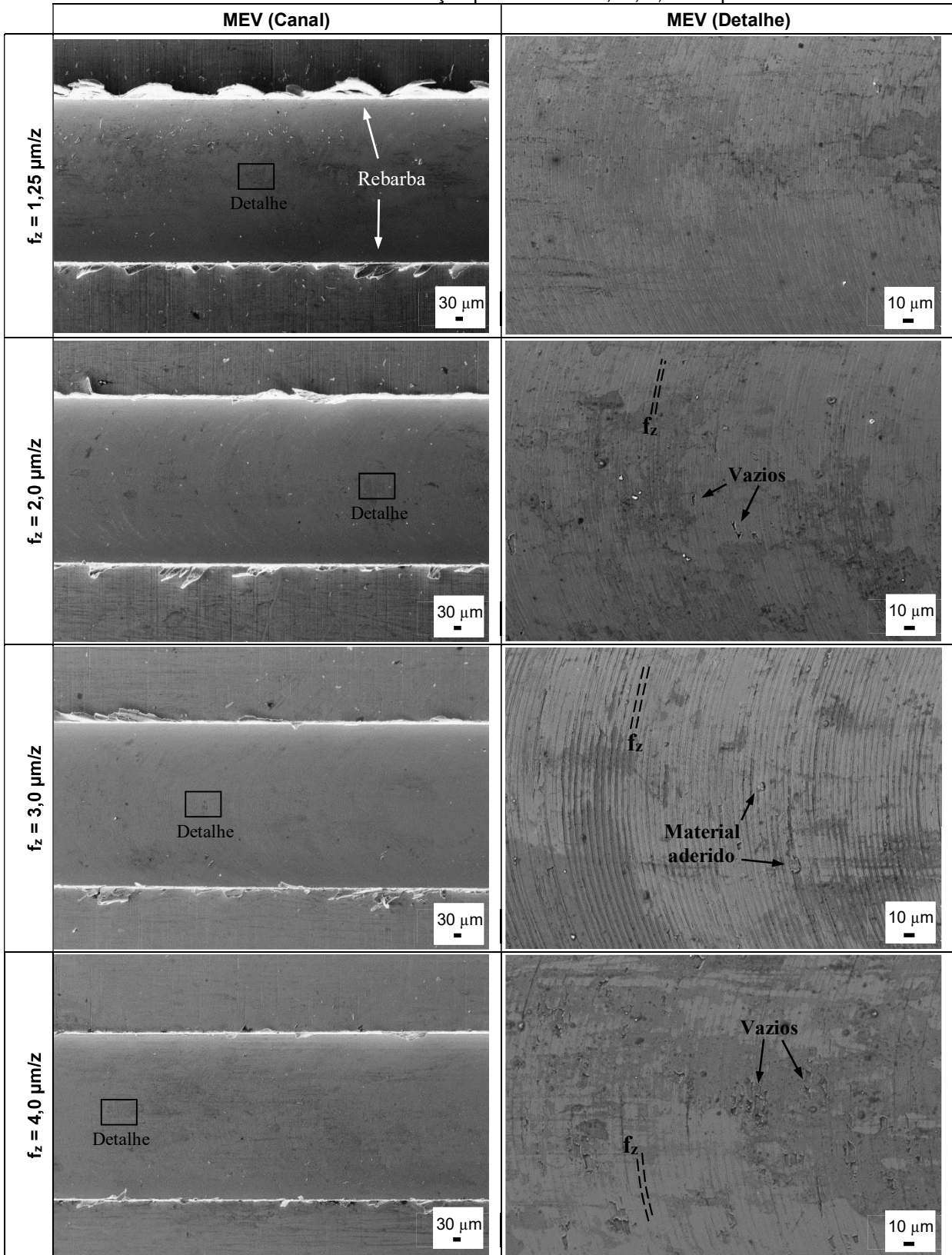
microscopia eletrônica de varredura (MEV) das superfícies e das rebarbas geradas no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF, respectivamente.

Figura 28 (a) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço COS AR60 considerando-se os avanços por dente de 0,25; 0,5; 0,75 e 1 μm .



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 28 (b) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço COS AR60 considerando-se os avanços por dente de 1,25; 2; 3 e 4 $\mu\text{m/z}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Inicialmente, as imagens de MEV foram obtidas de forma que todo o canal microfresado fosse observado e, por consequência, nos permitisse avaliar o processo de formação de rebarba de topo tanto discordante como concordante. Todas as imagens foram obtidas considerando o avanço da ferramenta da direita para a esquerda e rotação da ferramenta em sentido horário, conforme indicado nas duas imagens para o avanço de 0,25 $\mu\text{m}/\text{z}$.

As dimensões das rebarbas serão avaliadas mais adiante (Figura 30) e serão denotadas por Comprimento da Rebarba de Topo Concordante (CRTC) e Discordante (CRTD). Tais medidas representam o comprimento linear da rebarba projetada no plano de trabalho.

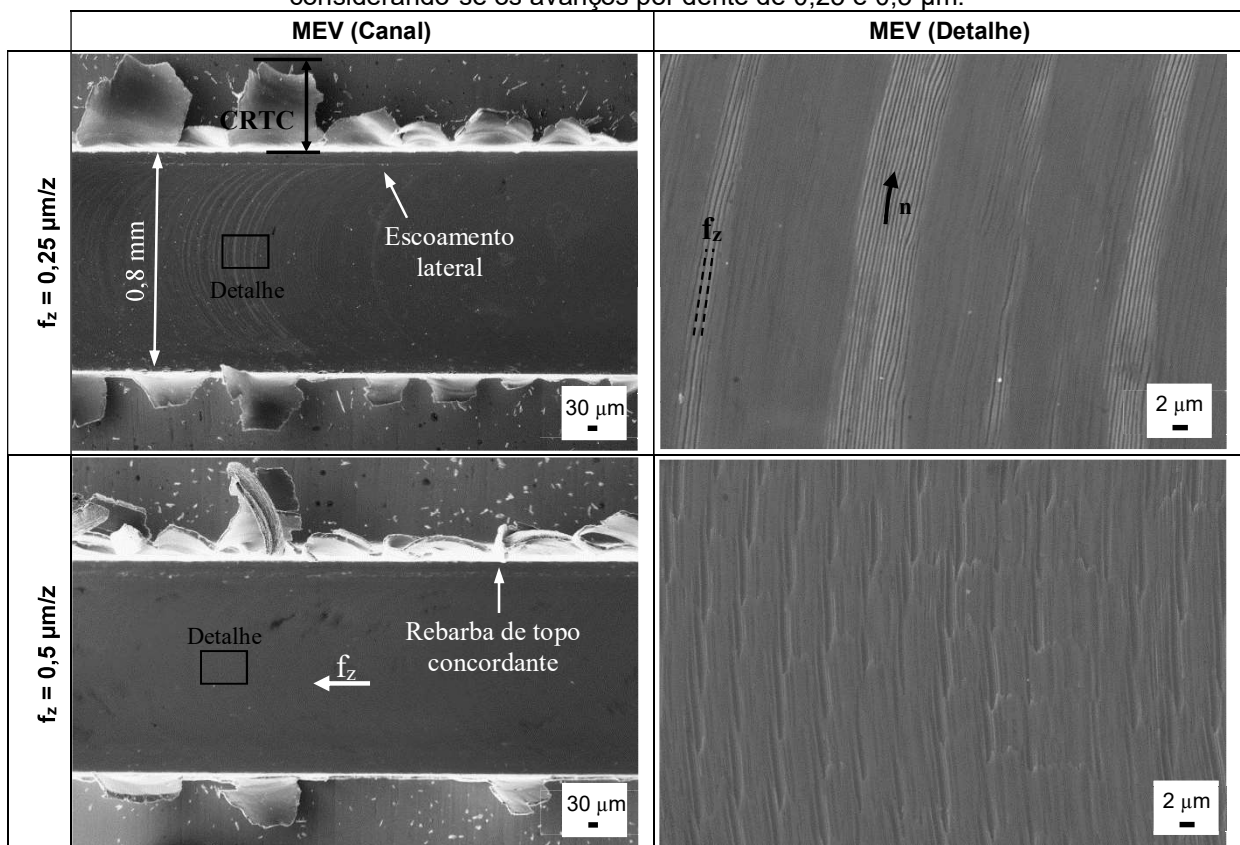
Para o avanço de 0,25 $\mu\text{m}/\text{z}$ observa-se uma superfície sem marcas de avanço definidas e com presença de escoamento lateral no lado concordante. O canal microfresado apresenta formação de rebarba de topo discordante e concordante, mas com predominância do segundo tipo. O processo de formação de rebarba de topo concordante se apresenta como uma resposta direta ao efeito do *plowing* e ao processo de formação de cavaco que será apresentado mais à frente. A ferramenta avança sem remoção efetiva de material, deformando o material à frente da aresta de corte e gerando o padrão de rugosidade apresentado no detalhe da imagem. O material deformado e acumulado à frente da aresta se transforma em rebarba de topo concordante e uma pequena porção escoada sobre a superfície já microfresada após a passagem da aresta de corte, como observa-se no detalhe da imagem. Em resposta ao efeito do *plowing*, os resultados de energia específica de corte atingem valores próximos a 140 J/mm^3 (Figura 24) e a rugosidade S_a valor próximo a 200 nm (Figura 25). Um processo similar ocorre no microfresamento com o avanço de 0,5 $\mu\text{m}/\text{z}$, onde pode-se observar ainda a presença de pequenas cavidades e microtrincas na superfície microfresada. Para este avanço o canal microfresado ainda apresenta grande formação de rebarba de topo concordante, mas com comprimentos ligeiramente menores que os proporcionados pelo avanço anterior.

Os canais microfresados com avanços de 0,75; 1 e 1,25 $\mu\text{m}/\text{z}$ também apresentam predominância de formação de rebarba de topo concordante, mas com comprimentos cada vez menores. Além disso, a partir do avanço de 0,75 $\mu\text{m}/\text{z}$ observa-se as primeiras marcas de avanço na superfície microfresada no detalhe da imagem. A presença de marcas de avanço na superfície é o primeiro indicativo que o *plowing* diminuiu e a remoção de material começa a ocorrer por meio do cisalhamento, mas não ainda de forma predominante, pois tem-se alta formação de rebarba, os níveis de energia específica de corte ainda são superiores a 20 J/mm^3 (Figura 24) e a rugosidade S_a ainda não atingiu o ponto de mínimo, apresentando valores que flutuam entre 160 e 120 nm (Figura 26).

Para os avanços a partir de $2 \mu\text{m}/\text{z}$, a formação da rebarba de topo concordante diminui consideravelmente até quase se extinguir no canal microfresado com avanço de $4 \mu\text{m}/\text{z}$. A superfície microfresada altamente influenciada pelo *plowing* agora dá maior espaço ao cisalhamento, apresentando marcas de avanço muito bem definidas e defeitos na superfície que estão ligados ao volume de material removido cada vez maior. Os níveis de energia específica de corte caem sobremaneira e finalmente atingem um patamar abaixo de $10 \text{ J}/\text{mm}^3$ (Figura 24). A rugosidade S_a atinge o valor mínimo, próximo de 100 nm , para o avanço de $2 \mu\text{m}/\text{z}$ (Figura 25), e depois volta a aumentar para os avanços de 3 e $4 \mu\text{m}/\text{z}$, mas agora devido ao maior volume de material removido.

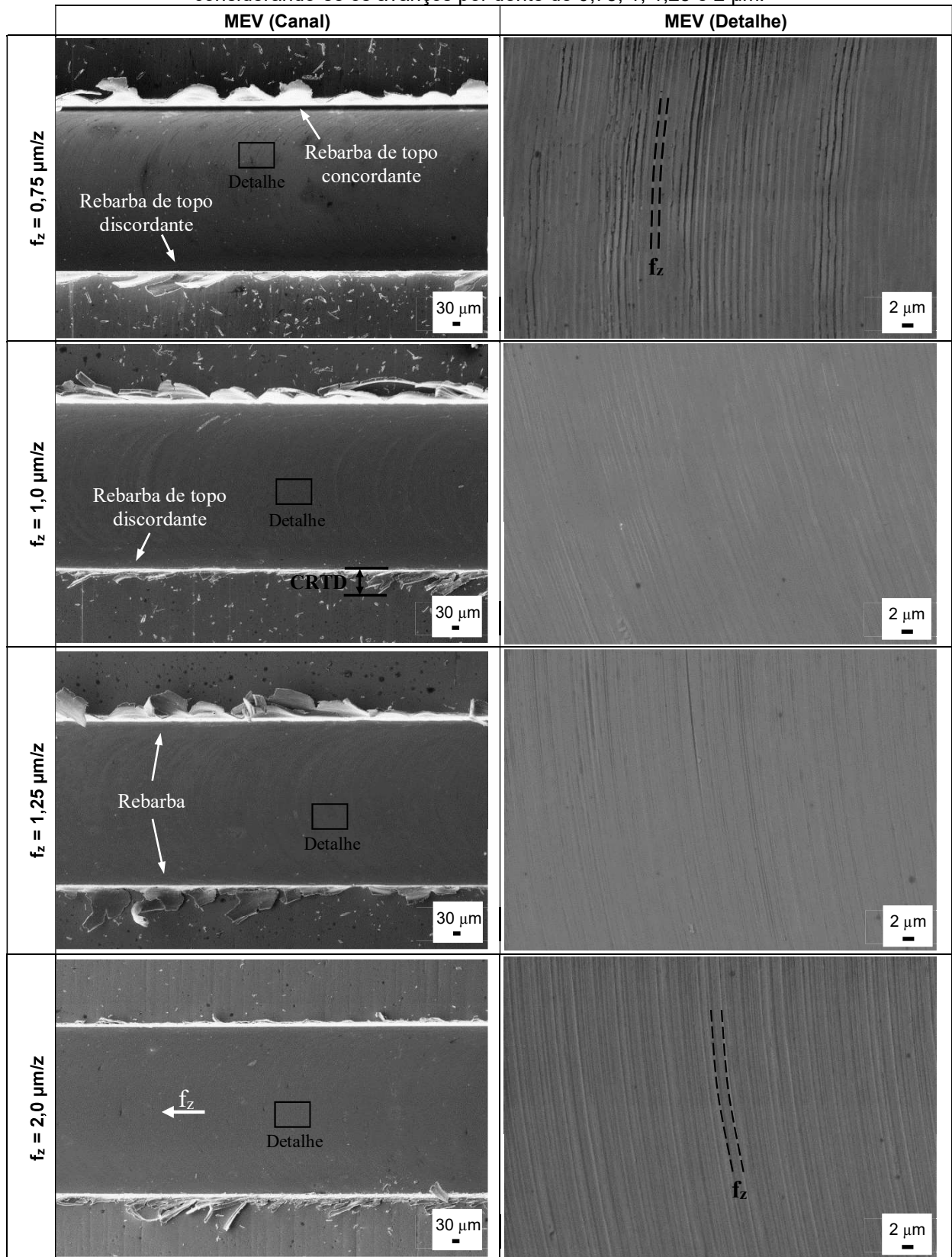
A Figura 29 apresenta as superfícies microfresadas do aço GUF para os oito avanços, bem como a formação de rebarba e uma imagem mais detalhada da superfície. O processo de aquisição das imagens seguiu o mesmo padrão das imagens do aço COS AR60.

Figura 29 (a) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço GUF considerando-se os avanços por dente de $0,25$ e $0,5 \mu\text{m}$.



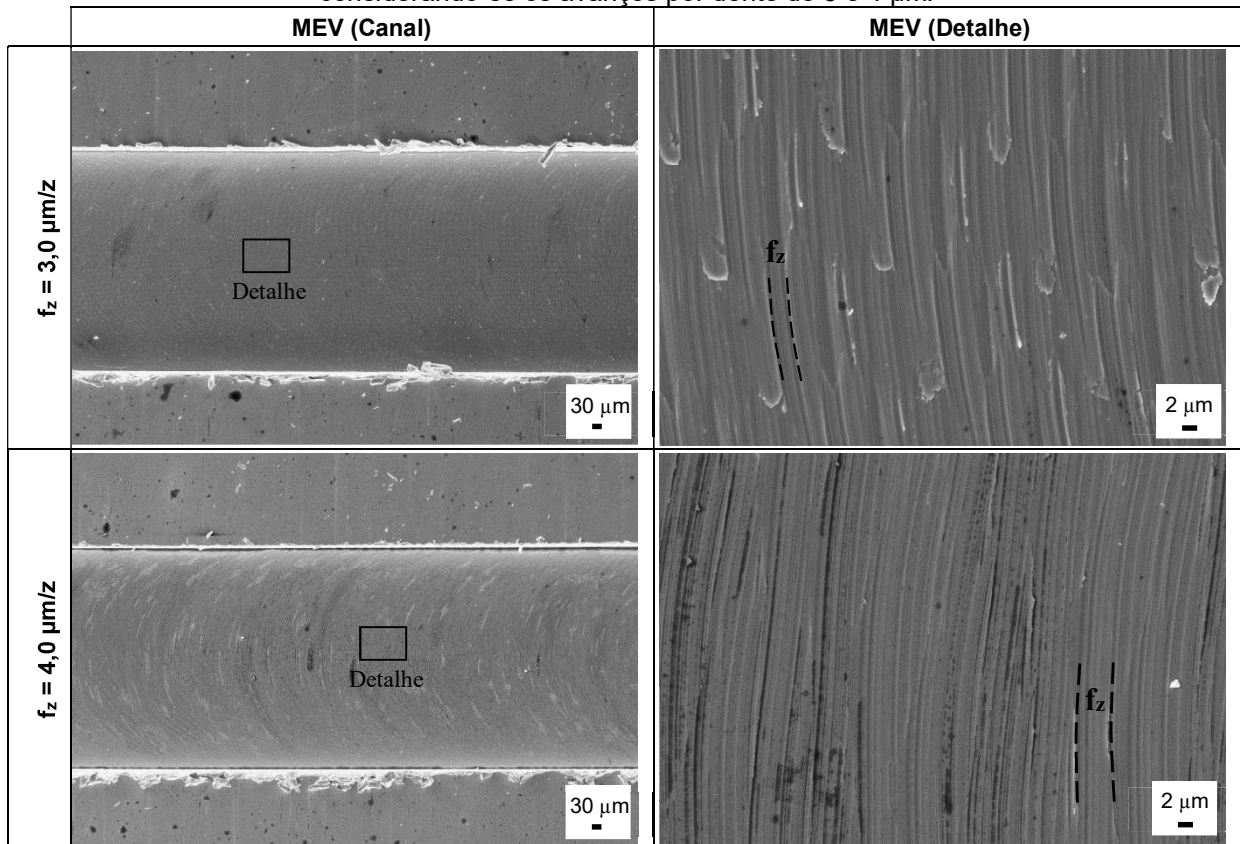
Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 29 (b) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço GUF considerando-se os avanços por dente de 0,75; 1; 1,25 e 2 μm .



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 29 (c) - Avaliação qualitativa da rugosidade dos canais microfresados para o aço GUF considerando-se os avanços por dente de 3 e 4 μm .



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para o avanço de $0,25 \mu\text{m/z}$ observa-se uma superfície com presença de escoamento lateral no lado concordante e formação de rebarba de topo discordante e concordante, com predominância do segundo tipo. A superfície microfresada apresenta ainda marcas bem definidas que, quando ampliadas, mostram conjuntos de marcas de avanço que ainda não foram plenamente desenvolvidas.

Conforme explicado anteriormente para o aço COS AR60, o processo de formação de rebarba de topo se apresenta como uma resposta direta ao efeito do *plowing*, quando a ferramenta avança sem remoção efetiva de material, deformando o material a frente da aresta de corte e gerando o padrão de rugosidade apresentado no detalhe da imagem. A principal diferença entre os dois materiais são as marcas de avanço que, mesmo não estando completamente desenvolvidas, sugerem que o aço GUF apresenta menor influência do *plowing* já no microfresamento com o menor avanço. Assim, apesar de a rugosidade Sa ser estatisticamente equivalente para ambos os materiais quando microfresados com avanço de $0,25 \text{ mm/z}$ (Figura 25), tem-se um primeiro indício que o processo de refino de grão talvez tenha sido realmente favorável ao processo de formação de cavaco no microfresamento e, por consequência, à integridade da superfície microusinada,

particularmente ao se analisar o Quadro ANOVA (Tabela 7), pois houve significância entre materiais da peça.

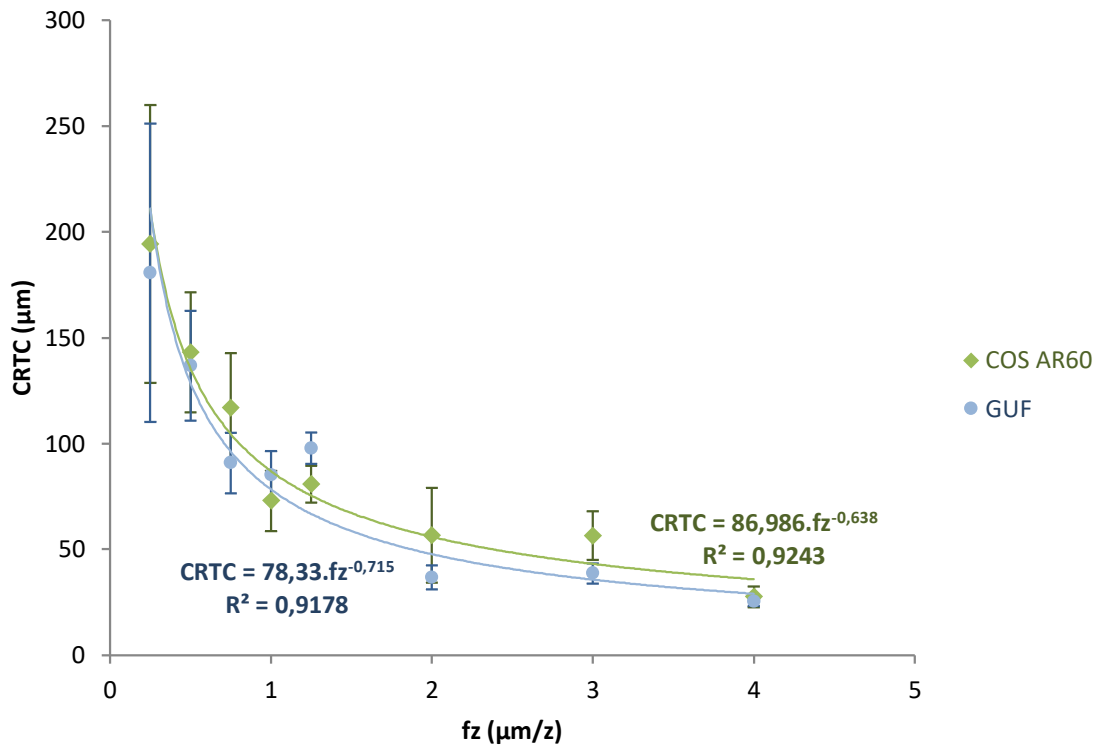
No microfresamento com o avanço de $0,5 \mu\text{m/z}$ observa-se ainda grande formação de rebarba de topo concordante, mas com comprimentos ligeiramente menores que o avanço anterior, e uma maior descontinuidade (menor frequência) na formação de rebarba de topo discordante, além da presença de escoamento lateral no lado concordante. As marcas de avanço parcialmente desenvolvidas na superfície microfresada anterior agora são substituídas por marcações periódicas maiores, que indicam um processo de remoção de material semi contínuo, onde frações do cavaco aparentam terem sido removidas, antes que o cavaco pudesse se formar totalmente, de forma que ao se juntar algumas dessas frações forma-se um cavaco contínuo na geometria que se espera para o microfresamento com corte em cheio, como um arco de circunferência. Este comportamento será demonstrado adiante, na discussão sobre o processo de formação de cavaco para esta condição de corte.

Os canais microfresados com avanços de $0,75$; 1 e $1,25 \mu\text{m/z}$ também apresentam predominância de formação de rebarba de topo concordante, mas com comprimentos cada vez menores. Além disso, a partir do avanço de $0,75 \mu\text{m/z}$ as marcas de avanço nas superfícies microfresadas apresentadas no detalhe já estão completamente desenvolvidas. A presença de marcas de avanço nas superfícies microfresadas desde o avanço de $0,25 \mu\text{m/z}$ e as marcas completamente desenvolvidas para os avanços a partir de $0,75 \mu\text{m/z}$ indicam que a transição do *plowing* para o cisalhamento no processo de formação de cavaco deve ocorrer mais rapidamente para o aço GUF, se comparado ao aço COS AR60. Considerando-se a transição do avanço de $0,5$ para $0,75 \mu\text{m/z}$, quando o aço COS AR60 começa a apresentar as primeiras marcas de avanço e o aço GUF apresenta as marcas de avanço já completamente desenvolvidas, os valores de energia específica de corte apontam para o mesmo resultado: tem-se uma queda de $7,5\%$ no valor da energia para o material COS AR60 e de $43,5\%$ para o GUF. Portanto, o aço GUF deve superar o efeito do *plowing* com avanços menores e apresentar cavacos mais bem formados que o COS AR60 para estes mesmos avanços.

Para os avanços a partir de $2 \mu\text{m/z}$, a formação da rebarba de topo concordante diminui consideravelmente até se extinguir no canal microfresado com avanço de $4 \mu\text{m/z}$. A superfície microfresada para o avanço de $2 \mu\text{m/z}$ apresenta um acabamento bastante uniforme, com marcas de avanço muito bem definidas. Para os avanços de 3 e $4 \mu\text{m/z}$, as superfícies ainda apresentam marcas de avanço bem definidas, mas a elevação do volume de material removido começa a gerar maiores níveis de rugosidade. Para estes avanços, os níveis de energia específica de corte caem sobremaneira e também atingem um patamar abaixo de 10 J/mm^3 .

Para melhor avaliação do processo de formação de rebarba, as imagens de MEV foram analisadas com o auxílio do *software* Autocad® e foram realizadas medições do comprimento linear da rebarba de topo concordante (CRTC) e discordante (CRTD), projetado no plano dos canais, conforme apresentado nas Figuras 28 e 29. A Figura 30 apresenta os resultados para o processo de formação de rebarba de topo concordante.

Figura 30 - Comprimento de rebarba de topo concordante em função do avanço para os aços COS AR60 e GUF.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que os valores de comprimento de rebarba de topo concordante (CRTC), resultado do processo de formação de cavaco no microfresamento e, conseqüentemente, da formação de rebarba, apresentam comportamento similar aos resultados de energia específica de corte, descrevendo também a curva característica do efeito de escala. Para as condições de corte em que $f_z < r_e$, a curva apresenta crescimento assintótico atingindo valores de CRTC próximos a 200 μm para o menor avanço por dente. Em contrapartida, para as condições de corte em que $f_z > r_e$, os valores de CRTC tendem a atingir um patamar próximo a 50 μm , cerca de 4x menor.

Os altos valores de CRTC para os menores avanços são uma resposta direta ao processo de formação de cavaco no microfresamento fortemente influenciado pelo *plowing*. Conforme já apresentado anteriormente, a ferramenta avança sem remoção efetiva de material, deformando o material a frente da aresta de corte. O material deformado e

acumulado à frente da aresta se transforma em rebarba de topo, podendo haver ainda o escoamento de uma pequena porção deste material na superfície já usinada, conhecido como escoamento lateral de cavaco. Assim, a formação de rebarba é crítica para avanços por dente menores, pois depende da espessura mínima de corte para a formação de cavaco, que por sua vez depende do raio de aresta da ferramenta. Quanto menor o avanço, maior o volume de material à frente da ferramenta para atingir a espessura mínima de corte, sendo este volume que se transforma em rebarba.

Visando validar estatisticamente os resultados de comprimento de rebarba de topo concordante obtidos, apresenta-se na Tabela 8 a análise de variância (ANOVA) dos efeitos (avanço por dente e material da peça) sobre a resposta (CRTC).

Tabela 8 - ANOVA do efeito do avanço por dente e do material da peça no CRTC ($R^2 = 78,18\%$).

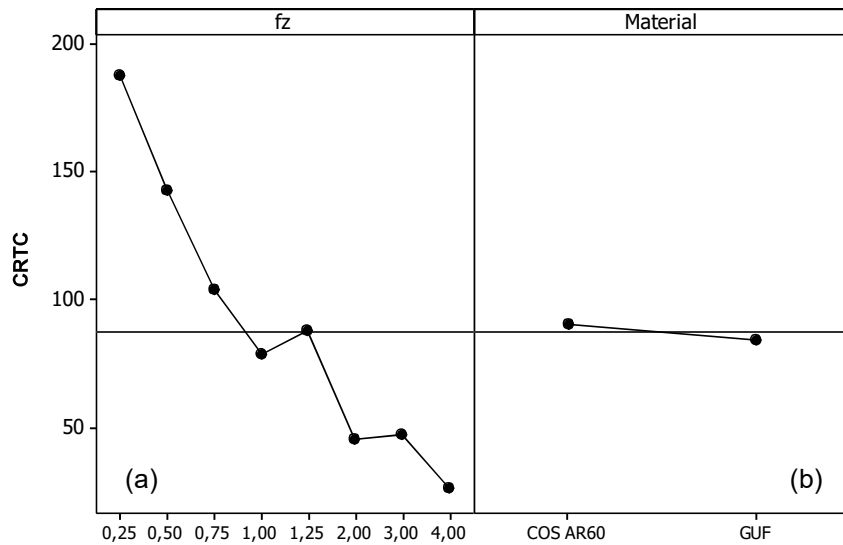
Fator de Controle	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
f_z	7	357109	51016	65,87	0,000
Material	1	1468	1468	1,90	0,171
$f_z \times$ Material	7	7771	1110	1,43	0,197
Erro	133	103106	774		
Total	148				

Fonte: Elaboração do próprio autor.

A partir dos resultados da ANOVA, observa-se que o avanço por dente afeta significativamente o CRTC ($P = 0,000 < \alpha = 0,05$). Este resultado pode ser verificado graficamente na Figura 31 (a), uma vez que o CRTC varia significativamente em torno da média ($CRTC_{méd} \cong 87,4 \mu m$) para os oito valores de avanço por dente. O comportamento gráfico apresentado pela Figura 31 (a) reforça o comportamento do efeito de escala para o microfresamento e mostra que o processo de formação de rebarba é fortemente influenciado pelo *plowing*, uma vez que os maiores comprimentos são atingidos no microfresamento com menores avanços por dente.

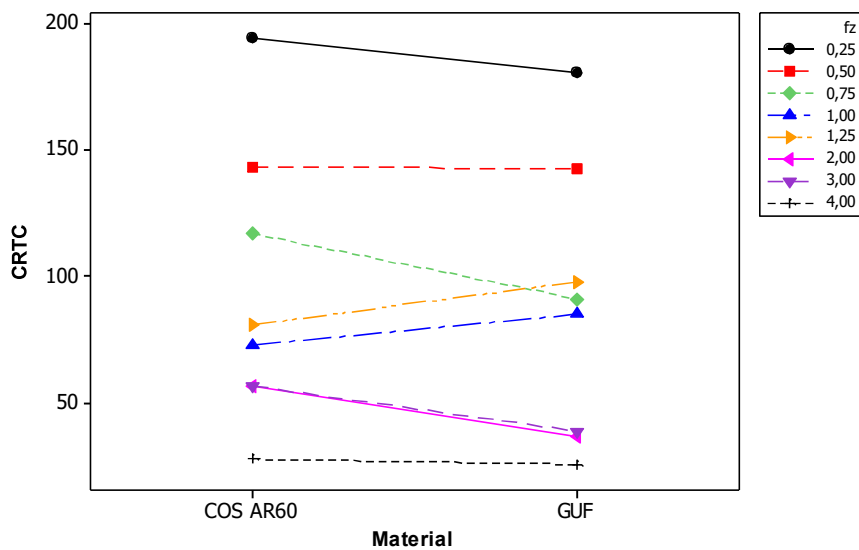
O material da peça não afeta significativamente o CRTC ($P = 0,171 > \alpha = 0,05$), o que pode ser observado na Figura 31 (b), onde o CRTC não apresenta grande variação em torno da média para os dois materiais. Considerando a interação entre os fatores de controle, o avanço por dente e o material da peça, o resultado da ANOVA mostra que essa interação também não tem significância no CRTC ($P = 0,197 > \alpha = 0,05$), ou seja, as duas variáveis de entrada não dependem uma da outra para influir na resposta. Em termos gráficos, isso significa que a variação do CRTC entre os valores de avanço por dente não deve depender do material da peça, conforme comportamento apresentado pela Figura 32.

Figura 31 - Gráfico dos efeitos principais (a) avanço e (b) material da peça sobre o comprimento de rebarba de topo concordante (CRTC em μm).



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 32 - Gráfico do efeito da interação entre os fatores de controle (variáveis de entrada) no comprimento de rebarba de topo concordante (CRTC em μm).

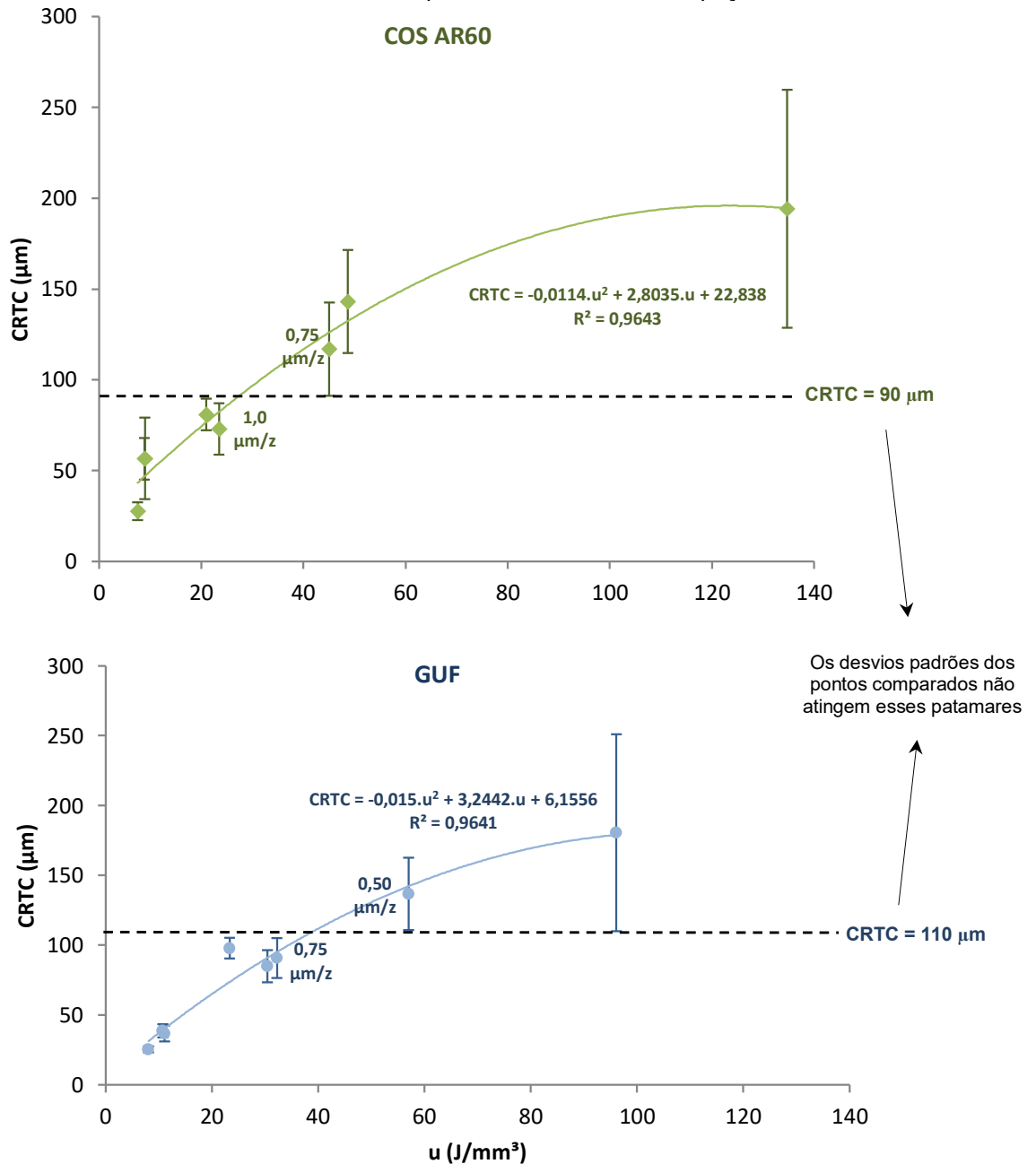


Fonte: Elaboração do próprio autor.

Como resultado de todo esse mecanismo de formação de cavaco, rebarba e acabamento da superfície, ocorre o aumento na energia específica de corte requerida para a usinagem em microescala, caracterizando o efeito de escala. Portanto, o processo de formação de rebarba está diretamente ligado aos níveis de energia específica de corte requeridos no microfresamento. Para melhor caracterização o efeito de escala a partir dos resultados apresentados anteriormente, a Figura 33 apresenta os resultados de CRTC em

função dos valores de energia específica de corte obtidos para o microfresamento com o mesmo avanço para os dois materiais.

Figura 33 - Relação entre comprimento da rebarba de topo concordante (CRTC) e energia específica de corte no microfresamento para os dois materiais da peça.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Ao se analisar o par CRTC- u observa-se um comportamento padrão para os dois materiais: a queda nos valores de energia estão associadas à diminuição no comprimento da rebarba. É possível ainda observar alguns pontos importantes como a queda percentual nos valores de energia entre algumas faixas de avanço e a variação no CRTC para as mesmas faixas.

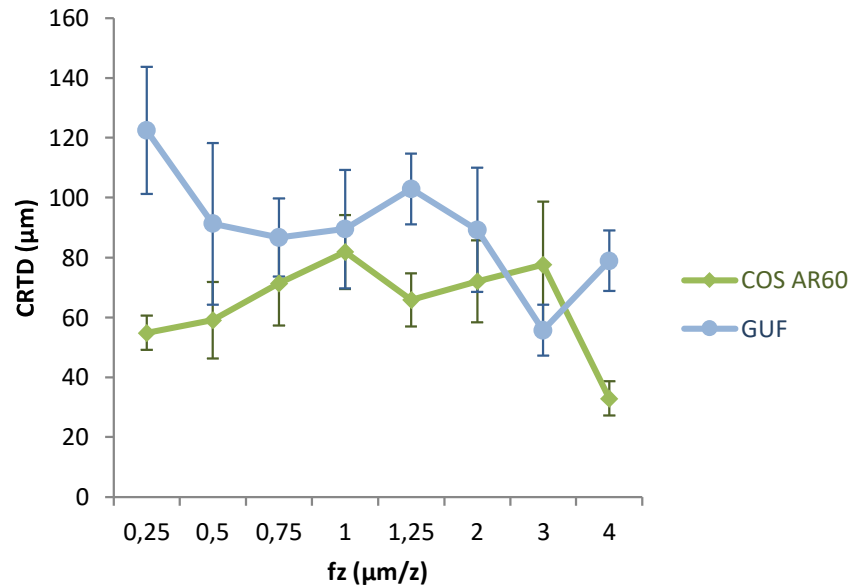
Considerando-se a variação de avanço de 0,25 para 0,5 $\mu\text{m/z}$, há uma redução de 63,9% no valor de energia específica para o COS AR60 e 41,7% para o GUF. Entretanto, ao se considerar a variabilidade associada às medições do comprimento de rebarba e, por consequência, o desvio padrão associado ao resultado final para cada avanço, não há diferença entre o CRTC para estes avanços para os dois materiais.

Analisando agora a transição de avanço de 0,5 para 0,75 $\mu\text{m/z}$, há uma redução de apenas 7,5% no valor de energia específica para o COS AR60 e não há diferença entre o CRTC para os dois avanços, mas ao se considerar a mesma faixa de transição para o GUF tem-se uma redução de 43,5% no valor de energia específica e também uma diminuição no valor do comprimento de rebarba. Esse resultado concorda com a discussão levantada após a análise das imagens de MEV das superfícies microfresadas do GUF, apresentadas na Figura 28. Finalmente, ao se analisar a transição de avanço de 0,75 para 1 $\mu\text{m/z}$ para o COS AR60, observa-se uma redução de 48% no valor de energia específica de corte e, mesmo com a variabilidade associada às medidas de comprimento de rebarba, uma diferença entre os valores de CRTC para os mesmo avanços.

A partir dos resultados de energia específica de corte, rugosidade S_a e CRTC espera-se que a transição do *plowing*-dominante para o cisalhamento-dominante durante a formação de cavaco ocorra entre os avanços de 0,75 e 1 $\mu\text{m/z}$ para o COS AR60 e de 0,5 para 0,75 $\mu\text{m/z}$ para o GUF, como indicado na Figura 33. Porém, o processo de formação de cavaco para os dois materiais ainda precisa ser melhor detalhado para uma resposta mais conclusiva.

Para finalizar, a Figura 34 apresenta os resultados de comprimento de rebarba de topo discordante. Observa-se que não há um comportamento bem definido para o processo de formação de rebarba de topo discordante à medida que ocorre a variação do avanço por dente no microfresamento dos dois materiais. Além disso, foram encontrados baixos valores de R^2 para os diversos tipos de ajuste de curvas aplicados aos resultados levantados, impossibilitando uma discussão mais aprofundada sobre o CRTD e sua correlação com as demais variáveis já analisadas. Portanto, serão considerados apenas os resultados de CRTC para as discussões a seguir.

Figura 34 - Comprimento de rebarba de topo discordante em função do avanço para o COS AR60 e para o GUF.

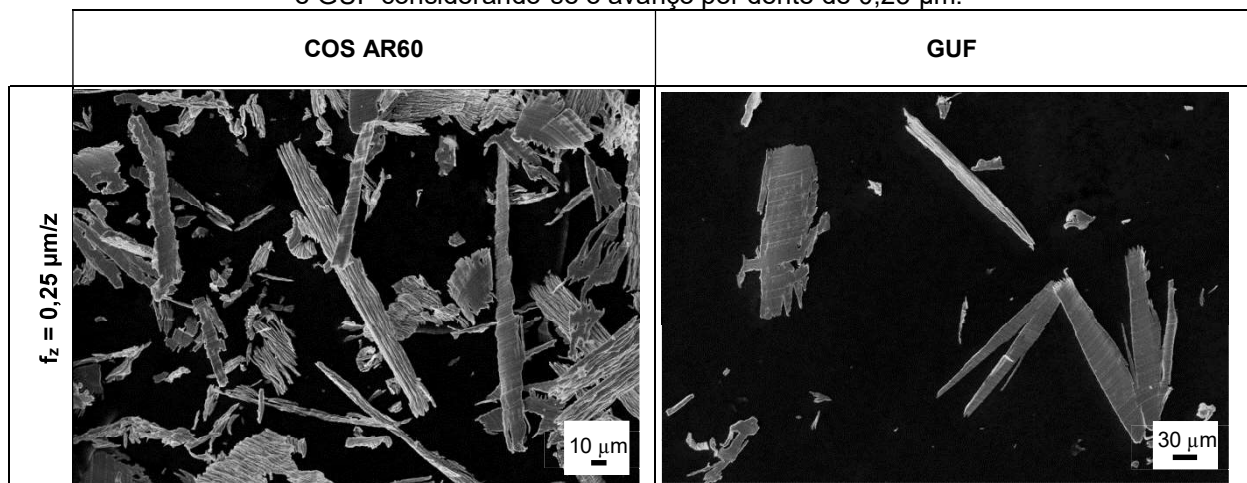


Fonte: Elaboração do próprio autor.

4.3 Cavaco

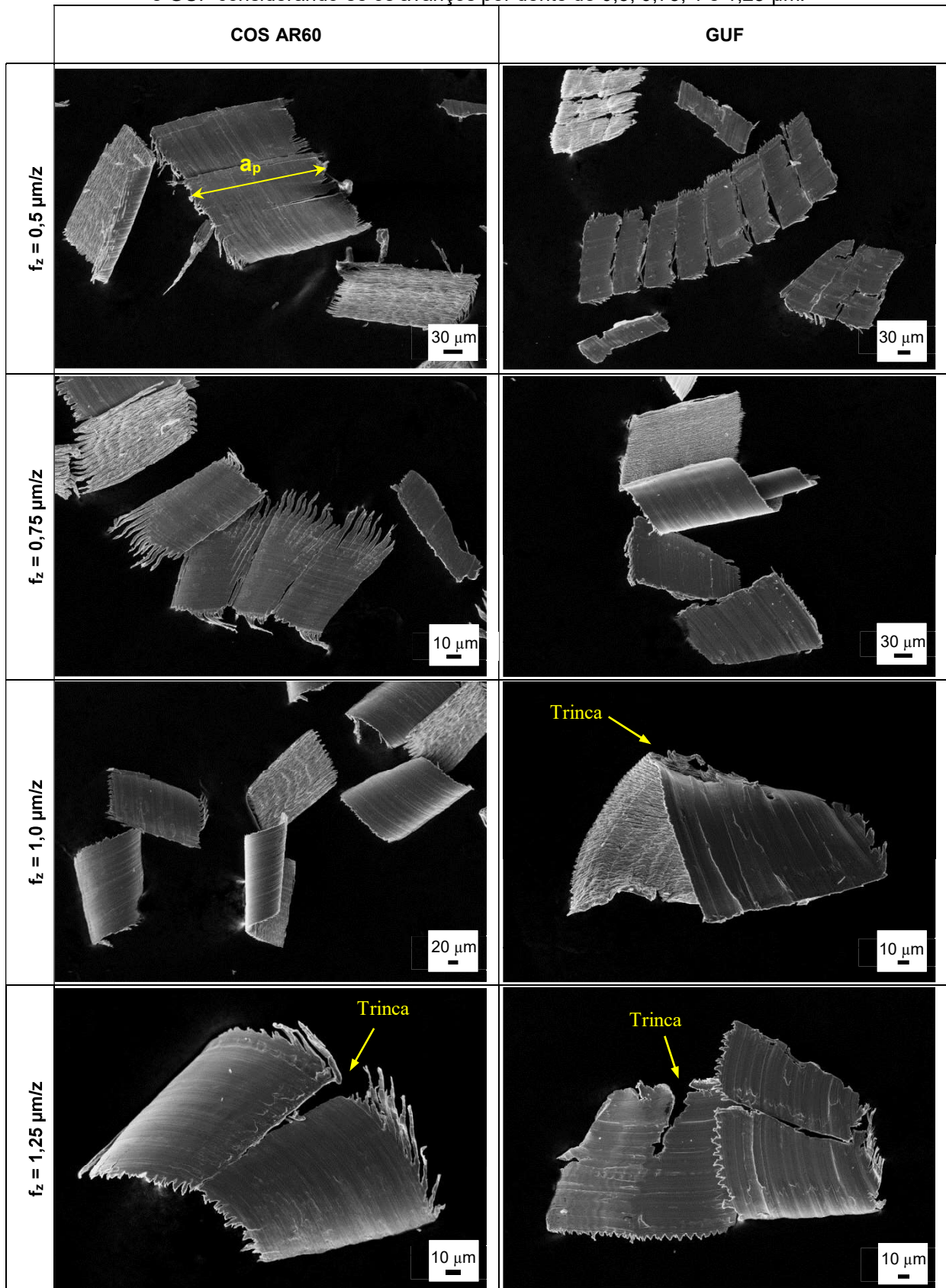
A Figura 35 apresenta as imagens de MEV dos cavacos gerados no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF para os oito avanços por dente.

Figura 35 (a) - Avaliação qualitativa da formação de cavaco no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF considerando-se o avanço por dente de 0,25 μm.



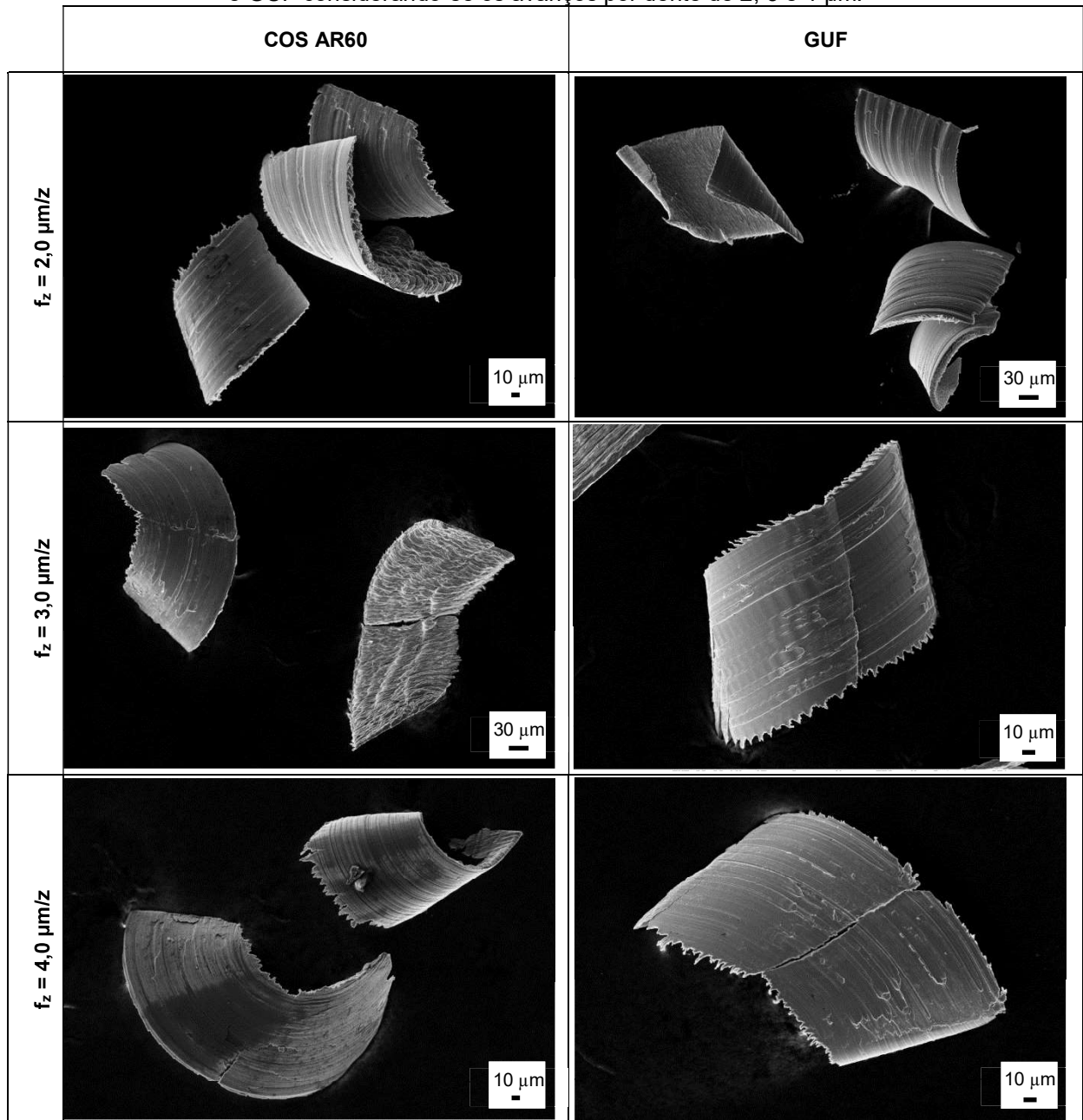
Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 35 (b) - Avaliação qualitativa da formação de cavaco no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF considerando-se os avanços por dente de 0,5; 0,75; 1 e 1,25 μm .



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Figura 35 (c) - Avaliação qualitativa da formação de cavaco no microfresamento dos aços COS AR60 e GUF considerando-se os avanços por dente de 2; 3 e 4 $\mu\text{m}/\text{z}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

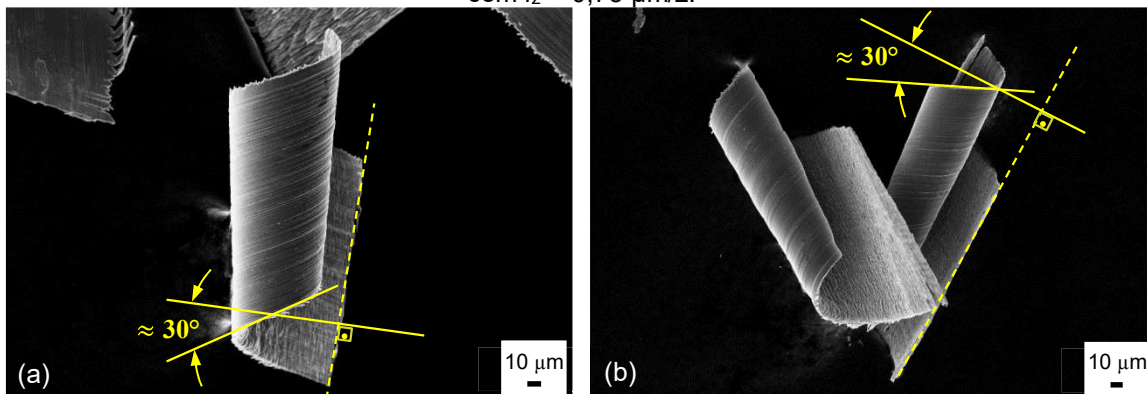
Os cavacos podem ser divididos em três grupos para cada material. Para o aço COS AR60 o primeiro grupo contendo apenas o avanço de $0,25 \mu\text{m}/\text{z}$, o segundo grupo contendo os avanços de $0,5$ a $1 \mu\text{m}/\text{z}$ e o terceiro grupo contendo os avanços de $1,25$ a $4 \mu\text{m}/\text{z}$. Para o aço GUF o primeiro grupo contendo apenas o avanço de $0,25 \mu\text{m}/\text{z}$, o segundo grupo contendo os avanços de $0,5$ e $0,75 \mu\text{m}/\text{z}$ e o terceiro grupo contendo os avanços de 1 a $4 \mu\text{m}/\text{z}$.

Para o primeiro grupo de cavacos para os dois materiais foram considerados os formados apenas pelo avanço de $0,25 \mu\text{m}/\text{z}$. Observa-se a presença de fragmentos dos

materiais arrancados da superfície microfresada, sem qualquer geometria e dimensões definidas, e bandas de cisalhamento não uniformes. Como já discutido após as Figuras 28 e 29, o microfresamento foi fortemente influenciado pelo *plowing*, onde não há remoção efetiva de material (processo altamente instável), as superfícies microfresadas apresentam altos valores de rugosidade (Figura 25) e alta formação de rebarba (Figuras 28 e 29), e os níveis de energia específica de corte atingem valores próximos e superiores a 100 J/mm^3 (Figura 24). Conclui-se então que a espessura mínima de corte para se formar o cavaco não foi atingida com este avanço.

Os cavacos gerados no microfresamento com os avanços listados no segundo grupo começam a apresentar uma geometria melhor definida, mesmo que particionados em porções menores que, juntas, devem formar o cavaco na geometria final esperado no microfresamento com o corte em cheio, como um arco. As porções de cavaco apresentam uma altura próxima ao valor do a_p utilizado nos ensaios de microfresamento, os comprimentos de rebarba no canal microfresado diminuem para valores próximos ou menores que $100 \mu\text{m}$ (Figuras 28 e 29) e os níveis de energia específica diminuem para valores menores que 40 J/mm^3 para os maiores avanços do grupo (Figura 24), $1 \mu\text{m/z}$ para o aço COS AR60 e $0,75 \mu\text{m/z}$ para o aço GUF. Além disso, para estes mesmos avanços, os cavacos, mesmo particionados, começam a apresentar uma curvatura e alguns se formam de forma helicoidal, com angulação próxima ao ângulo de hélice da ferramenta (30°), conforme apresentado na Figura 36. Isso sinaliza que o processo de formação de cavaco começa a experimentar certa estabilização, pois decorre mais efetivamente da interação com a geometria da cunha cortante da microfresa.

Figura 36 - Cavacos gerados no microfresamento dos aços (a) COS AR60 com $f_z = 1 \mu\text{m/z}$ e (b) GUF com $f_z = 0,75 \mu\text{m/z}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A espessura mínima de corte muito provavelmente deve ter sido atingida neste grupo de avanços por dente, onde os cavacos se formaram de modo a atingir a geometria esperada, gerando níveis menores de energia específica de corte e comprimento de

rebarba, e, conforme observado nas Figuras 28 e 29, marcas de avanço bem definidas nas superfícies microfresadas.

Finalmente, observando os cavacos obtidos no microfresamento com os avanços do terceiro grupo para os dois materiais, é possível concluir que o *plowing* foi praticamente superado e o cavaco deve ser formado majoritariamente pelo cisalhamento do material. Para os maiores avanços, os cavacos apresentam geometria definida, com a curvatura e forma de arco esperados. As trincas inicialmente apresentadas vão diminuindo tanto em espessura como em comprimento à medida que se aumenta avanço, até atingir 4 $\mu\text{m}/\text{z}$. Além disso, os níveis de energia específica de corte diminuem para um patamar próximo a 10 J/mm^3 (Figura 24) e o comprimento de rebarba atinge valores próximos ou menores que 50 μm (Figuras 28 e 29).

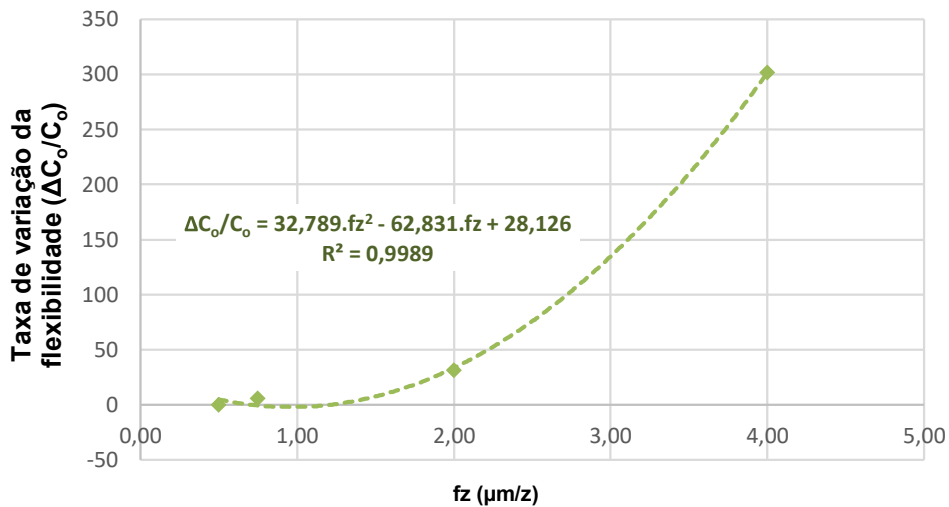
Oliveira et al. (2015) encontraram este mecanismo de formação de cavaco no microfresamento do aço AISI 1045, no qual o cavaco planifica-se e particiona-se quando o avanço por dente aproxima-se da espessura mínima de corte. Ao que tudo indica, portanto, menores tamanhos de grão da peça antecipa este processo, que por sua vez, remete a uma menor espessura mínima de corte para formar cavaco.

Os resultados de energia específica de corte, rugosidade S_a , CRTC e o processo de formação de cavaco apontam finalmente que a espessura mínima de corte dos materiais deve transitar entre os avanços de 0,75 e 1 $\mu\text{m}/\text{z}$ para o aço COS AR60 e de 0,5 e 0,75 $\mu\text{m}/\text{z}$ para o aço GUF. Além disso, para os dois materiais usinados, o efeito de escala foi fortemente influenciado pelo mecanismo de formação de cavaco, o que levou a uma resposta direta no acabamento da peça usinada. Portanto, para uma melhor avaliação da diferença entre a espessura mínima de corte dos dois materiais e o impacto tanto da espessura mínima de corte quanto da diferença no tamanho de grão médio dos materiais na integridade superficial do canal microfresado e no efeito de escala, é necessário determinar mais precisamente o valor de h_{min} para os aços COS AR60 e GUF.

4.4 Espessura mínima de corte (h_{min})

A partir dos resultados de energia específica de corte foram determinadas as taxas de variação da flexibilidade dos materiais microfresados neste trabalho. A Figura 37 apresenta os resultados obtidos para o aço COS AR60.

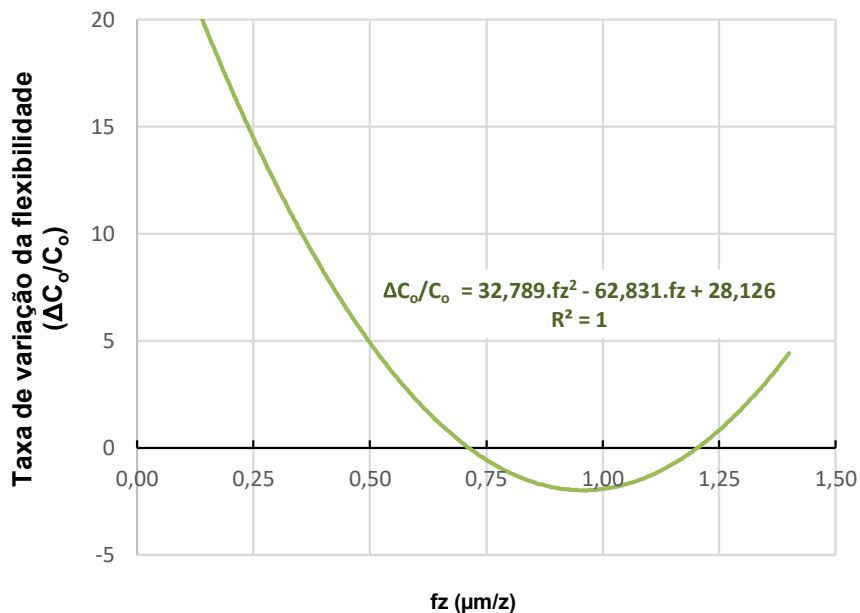
Figura 37 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço COS AR60.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para uma melhor discretização do comportamento da taxa de variação da flexibilidade do material para os menores avanços, os valores de $\Delta C_o/C_o$ foram calculados a partir da equação do ajuste de curva obtido na Figura 37 para avanços próximos a 1 $\mu\text{m/z}$ e a Figura 38 apresenta estes resultados.

Figura 38 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço COS AR60 considerando-se os avanços próximos a 1 $\mu\text{m/z}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

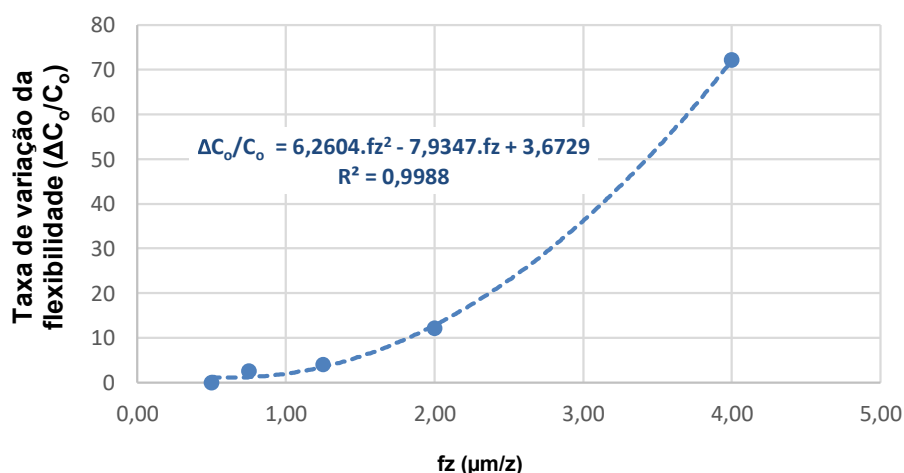
A partir dos resultados apresentados nas Figuras 37 e 38, observa-se o comportamento da taxa de variação da flexibilidade no microfresamento do aço COS AR60. A taxa de variação da flexibilidade apresenta um ponto de mínimo, abaixo do qual ocorre um

aumento na taxa à medida que o valor do avanço por dente diminui. Acredita-se que esse aumento ocorra devido à influência do *plowing* ou atrito entre superfície da peça e de folga da ferramenta para os avanços muito reduzidos, de forma que o processo de deformação elasto-plástica a que o material estaria submetido o tornaria mais flexível. Da mesma forma, para os avanços acima deste ponto de mínimo, à medida que o valor do avanço por dente aumenta, tem-se também um aumento na taxa de variação da flexibilidade, mas agora devido à propagação de microtrincas e consequente cisalhamento do material no plano de cisalhamento primário durante o processo de formação do cavaco (geração de duas novas superfícies).

Determinando-se o ponto de mínimo da curva de ajuste apresentada na Figura 38, derivando e igualando a zero a equação da curva $\partial (\Delta C_o/C_o)/\partial f_z$, obtém-se o valor de mínima taxa de variação de flexibilidade, a qual corresponde ao avanço por dente de 0,96 $\mu\text{m}/\text{z}$. Ao se considerar que este ponto de mínimo é o ponto de transição da curva que descreve os resultados da taxa variação da flexibilidade, assim como sugerido ao longo da discussão deste tópico, este ponto representará, então, o valor da espessura mínima de corte para o aço COS AR60.

A mesma metodologia foi aplicada para os resultados de energia específica de corte do aço GUF e os resultados para a taxa de variação da flexibilidade no microfresamento deste material são apresentados na Figura 39.

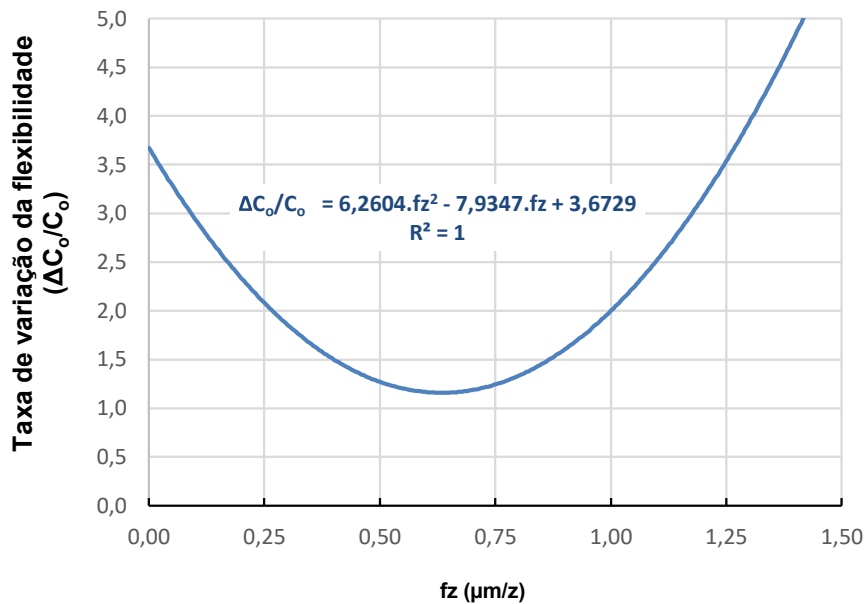
Figura 39 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço GUF.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Mais uma vez, para uma melhor discretização do comportamento da taxa de variação da flexibilidade do material para os menores avanços, os valores de $\Delta C_o/C_o$ foram calculados a partir da equação do ajuste de curva obtido na Figura 39 para avanços próximos a 1 $\mu\text{m}/\text{z}$ e a Figura 40 apresenta estes resultados.

Figura 40 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para o aço GUF considerando-se os avanços próximos a $1 \mu\text{m/z}$.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A partir dos resultados apresentados nas Figuras 39 e 40, observa-se que o comportamento da taxa de variação da flexibilidade no microfresamento do aço GUF segue o mesmo comportamento apresentado pelos resultados do aço COS AR60. Assim, ao se determinar o ponto de mínimo da curva de ajuste apresentada na Figura 40, obtém-se o valor de mínima taxa de variação de flexibilidade correspondente ao avanço por dente de $0,63 \mu\text{m/z}$. Portanto, ao se considerar mais uma vez que este ponto de mínimo é o ponto de transição da curva que descreve os resultados da taxa variação da flexibilidade, este ponto representará, então, o valor da espessura mínima de corte para o aço GUF.

Considerando-se estes valores de avanço como os valores de espessura mínima de corte obtidos para os aços COS AR60 ($h_{\text{min}} = 0,96 \mu\text{m}$) e GUF ($h_{\text{min}} = 0,63 \mu\text{m}$), observa-se que eles se encontram dentro das faixas de avanços que foram determinadas após a análise das imagens dos cavacos dos dois materiais, sendo estas faixas as de $0,75$ a $1 \mu\text{m/z}$ para o aço COS AR60 e de $0,5$ a $0,75 \mu\text{m/z}$ para o aço GUF. Ademais, analisando-se a mudança na taxa de crescimento da energia específica de corte à medida que o valor de avanço por dente diminui, foi determinado que o ponto de transição entre as duas regiões da curva que descreve o efeito de escala deveria ser próximo ao avanço de $0,87 \mu\text{m/z}$ para o aço COS AR60 e de $0,88 \mu\text{m/z}$ para o aço GUF. O valor de espessura mínima de corte para o aço COS AR60 é cerca de 10,3% maior que este valor e o do aço GUF cerca de 28,4% menor.

Estes resultados indicam que os valores obtidos para o ponto de transição das duas regiões do efeito de escala não representam exatamente o valor da espessura mínima de

corte, mas podem apontar para a faixa de avanço em que a h_{\min} deve se encontrar e representam uma boa aproximação de valores de avanço a partir do qual pode-se realizar o microfresamento com um balanço entre níveis mais baixos de energia específica de corte, acabamento da peça e comprimentos de rebarba de topo.

Finalmente, ao se relacionar estes valores de h_{\min} com o valor do raio de aresta das ferramentas utilizadas nos ensaios de microfresamento, tem-se que $h_{\min} \approx 0,50 \cdot r_e$ para o aço COS AR60 e $h_{\min} \approx 0,33 \cdot r_e$ para o aço GUF. Comparando os resultados de h_{\min} obtidos por este trabalho com os resultados apresentados na literatura científica, obtém-se a Tabela 9:

Tabela 9 - Comparação da espessura mínima de corte entre diferentes autores, métodos, variáveis analisadas e materiais usinados.

Autor	Método	Variável Analisada	Material Analisado	h_{\min} / r_e
Este trabalho* (2017)	Microfresamento (Experimental)	Energia específica de corte, rugosidade da peça,	Aço COS AR60	0,50
		comprimento de rebarba, formação de cavaco e taxa de variação da flexibilidade	Aço COS AR60 com grãos ultrafinos (GUF)	0,33
Câmara et al. (2016)	Microfresamento (Experimental)	Coeficiente de atrito e emissão acústica	Níquel puro	0,11
			Cobre eletrolítico	0,15
			Alumínio AA6262-T6	0,13
Ducobu et al. (2016)	Elementos finitos (Numérico) e Microfresamento (Experimental)	Morfologia do cavaco, força de corte e energia específica de corte	Titânio Ti-6Al-4V	0,25
Elkaseer et al. (2016)	Microfresamento (Experimental)	Coeficiente de atrito	Cu99,9E	0,192
			Cu99,9E com grãos ultrafinos	0,156
Oliveira et al.* (2015)	Microfresamento (Experimental)	Energia específica de corte, rugosidade da peça e formação de cavaco	Aço AISI 1045	0,22 - 0,36
Dib (2013)	Microfresamento (Experimental)	Força ativa e força de corte	Alumínio RSA6061- T6	0,33 - 0,67
Malekian et al. (2012)	Modelagem (Analítico)	Coeficiente de atrito	Alumínio 6061	0,23

Continua

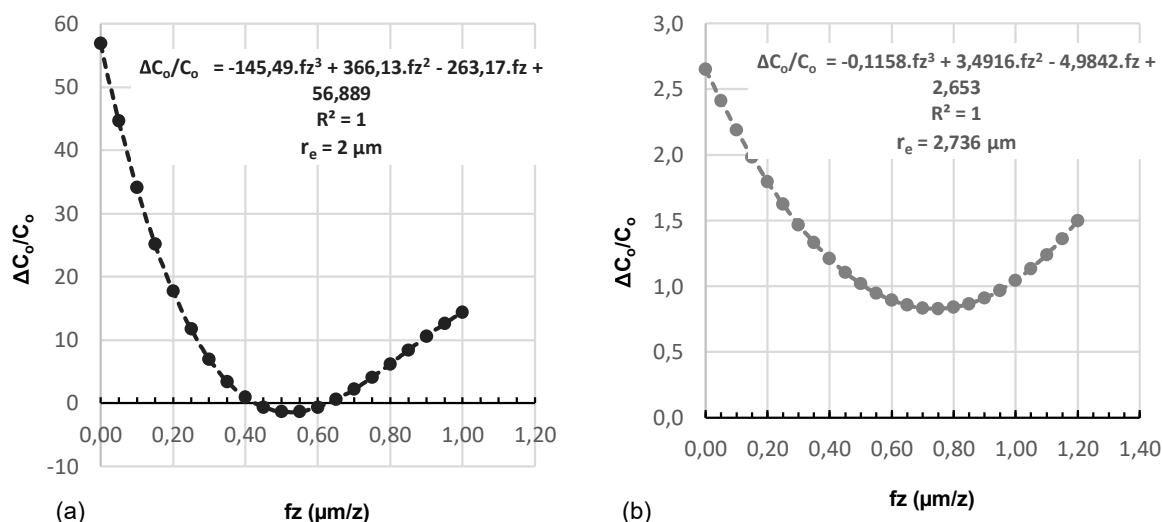
<i>Conclusão</i>				
Autor	Método	Variável Analisada	Material Analisado	h_{\min} / r_e
Cuba Ramos et al. (2012)	Torneamento (Experimental)	Rugosidade da superfície e tensão residual	Aço AISI 1045	0,29
Kang et al.* (2011)	Microfresamento (Experimental)	Força de corte	Aço AISI 1045	0,30
Mian et al. (2011a)	Microfresamento (Experimental)	Emissão acústica	Cobre OFHC	0,112 - 0,18
			Inconel 718	0,185 - 0,255
			Titânio Ti-6Al-4V	0,19 - 0,275
			Aço AISI 1045	0,197 - 0,355
			Aço AISI 1005	0,313 - 0,42
Alumínio Al6082-T6	0,33 - 0,389			
Woon et al. (2008)	Elementos finitos (Numérico)	Tensão de cisalhamento e ângulo efetivo de saída	Aço AISI 4340	0,26
Lai et al.* (2008)	Elementos finitos (Numérico)	Tensão de escoamento	Cobre OFHC	0,25
Liu et al. (2006)	Teoria molecular- mecânica (Analítico)	Temperatura de corte, deformação de cisalhamento e taxa de deformação	Aço AISI 1040	0,20 - 0,35
			Alumínio Al6082-T6	0,35 - 0,40
Son et al. (2005)	Modelagem (Analítico)	Coefficiente de atrito	Alumínio, Cobre OFHC, Latão	0,18 - 0,24
Vogler et al. (2004)	Elementos finitos (Numérico)	Rugosidade da superfície	Ferrita	0,20
			Perlita	0,35
Kim et al. (2004)	Microfresamento (Experimental)	Força de corte	Latão 360	0,30
Yuan et al. (1996)	Torneamento de ultraprecisão (Experimental)	Força de corte, coeficiente de atrito, rugosidade, microdureza e tensão residual	Liga de alumínio com Cu-Mg-Mn	0,25 - 0,33
Basuray et al. (1977)	Corte ortogonal (Experimental)	Ponto de estagnação	Chumbo	0,15
			Alumínio macio	0,14
			Aço médio carbono	0,13

*Possuem resultados de energia específica de corte. Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que para o critério adotado por este trabalho, o valor de h_{\min} para o aço COS AR60 é ligeiramente maior se comparado aos resultados apresentados na literatura de outros aços. Entretanto, é importante considerar as diferenças entre as condições de usinagem, ferramentas de corte e variáveis analisadas para obtenção destes resultados. Em contrapartida, o valor de h_{\min} para o aço COS AR60 com grãos ultrafinos apresenta boa concordância com diferentes materiais estudados na literatura.

A metodologia desenvolvida por este trabalho foi também aplicada aos resultados obtidos por Lai et al. (2008) e Oliveira et al. (2015), conforme apresentado na Figura 41. Aplicando-se esta metodologia aos resultados de Lai et al. (2008) é possível determinar que $h_{\min} \approx 0,26 \cdot r_e$, resultado cerca de 4% maior ao apresentado na Tabela 9 para o mesmo autor. Para os resultados de Oliveira et al. (2015) foi determinado que $h_{\min} \approx 0,27 \cdot r_e$, valor que se encaixa na faixa estimada pelo mesmo autor, a qual é também apresentada na Tabela 9. Portanto, os resultados obtidos por meio desta metodologia demonstram concordar com outros resultados apresentados na literatura. É importante ressaltar que a metodologia desenvolvida por este trabalho requer resultados de energia específica de corte para a sua aplicação, assim, não foi possível aplicá-la aos resultados obtidos pelos outros trabalhos elencados na Tabela 9.

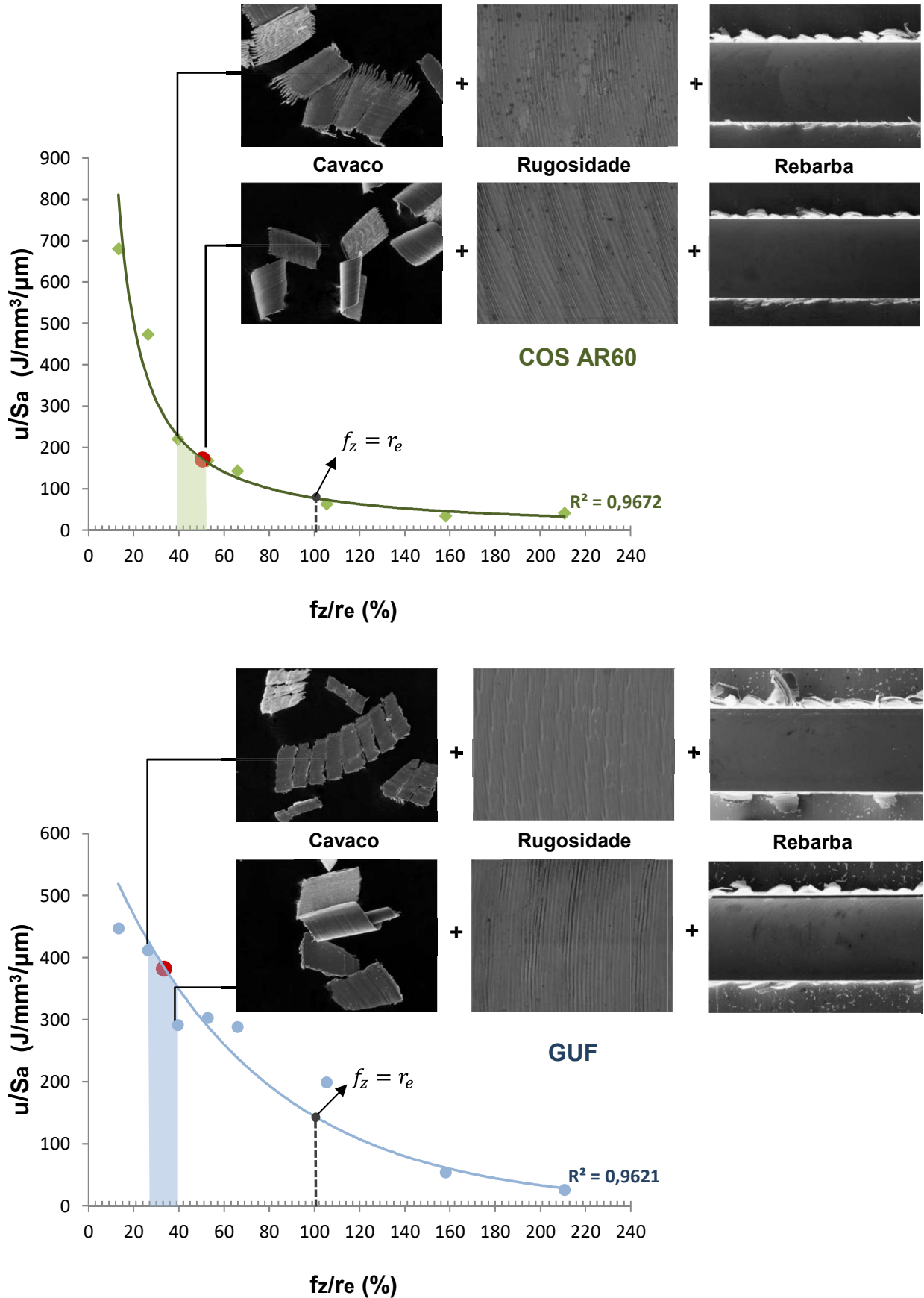
Figura 41 - Taxa de variação da flexibilidade ($\Delta C_o/C_o$) em função do avanço por dente para os resultados obtidos por (a) Lai et al. (2008) e (b) Oliveira et al. (2015).



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 42 apresenta finalmente uma composição que correlaciona alguns dos resultados apresentados anteriormente para os dois materiais: energia específica de corte, rugosidade S_a , superfície microfresada, rebarba, cavacos e o valor de espessura mínima de corte, representado pelo ponto em vermelho na curva para cada material.

Figura 42 - Comparativo da energia específica de corte, rugosidade Sa, superfície microfresada, rebarba, formação de cavaco e espessura mínima de corte entre os aços COS AR60 e GUF.



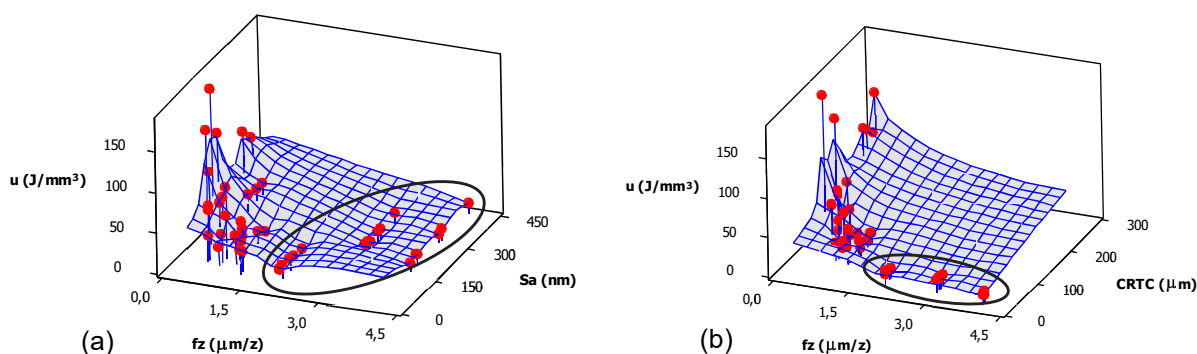
Fonte: Elaboração do próprio autor.

O aço GUF apresenta espessura mínima de corte cerca de 34,4% menor que o aço COS AR60, mas essa diferença aparenta não ser determinante para um melhor desempenho do GUF durante o microfresamento em relação ao material COS AR60. Apesar do valor de h_{\min} dos dois materiais se encontrarem em faixas de avanço diferentes, os cavacos obtidos para os avanços compreendidos nesta faixa apresentam algumas similaridades, como sua fragmentação no microfresamento com o menor avanço da faixa, cujas partes devem formar o cavaco em toda sua geometria, e porções de cavaco com uma leve curvatura e até helicoidais no microfresamento com o maior avanço da faixa, conforme observa-se na Figura 42. Além disso, para ambos os materiais observa-se marcas de avanço completamente formadas na superfície microfresada para a maior avanço da faixa.

Oliveira et al. (2015) determinaram a espessura mínima de corte para o aço AISI 1045 e sugeriram que exista uma espessura de cavaco, maior que o valor de h_{\min} , tal que não garanta apenas a formação de cavaco durante a microusinagem do material ensaiado, mas também níveis mais baixos de energia específica de corte e melhor acabamento da peça e formação de rebarba. O ponto em que o avanço por dente é igual ao raio de aresta da ferramenta deve representar um ponto chave para se obter uma boa qualidade da superfície microusinada e baixos níveis de energia específica de corte, visto que na Figura 42 todos os valores de u/Sa apresentados após este ponto tendem a formar um patamar constante de menor valor u/Sa para a curva de ajuste apresentada para os dois materiais.

Buscando explorar melhor este resultado, a Figura 43 apresenta duas superfícies, uma correlacionando os resultados do par $u-Sa$ e outra o par $u-CRTC$, ambos em função do avanço por dente, considerando-se todas as medidas de energia específica de corte, rugosidade Sa e comprimento de rebarba de topo concordante para os dois materiais.

Figura 43 - Superfícies geradas a partir da correlação dos resultados de (a) energia específica de corte e rugosidade Sa , e (b) energia específica de corte e comprimento de rebarba de topo concordante, em função do avanço por dente.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Ao se considerar o comportamento dos resultados apresentados pelas duas superfícies, é possível observar algumas similaridades com os comportamentos dos

resultados já discutidos anteriormente, tanto para o aço COS AR60 quanto para o aço GUF. As superfícies apresentadas pelas Figuras 43 (a) e (b) mostram que ao se buscar as regiões com menores níveis de energia específica de corte, serão encontradas as condições de usinagem com avanço por dente maior ou igual a $2 \mu\text{m/z}$.

A Figura 43 (b) mostra ainda que além de serem encontradas as regiões com menores níveis de energia específica de corte, serão encontrados também os menores níveis de CRTC para estes mesmos avanços. Entretanto, ao se considerar os resultados de rugosidade S_a para os avanços de 3 e $4 \mu\text{m/z}$, conforme apresentado pela Figura 43 (a), apesar de serem obtidos os menores níveis de energia específica de corte no microfresamento, tem-se um aumento no valor da rugosidade S_a . Portanto, conclui-se que o avanço de $2 \mu\text{m/z}$, o mais próximo do valor do raio de aresta, leva ao microfresamento com melhor balanço entre níveis de energia específica de corte, rugosidade S_a e CRTC.

O valor do raio de aresta da ferramenta, portanto, aparenta ser ainda mais importante para o microfresamento: além de ser essencial para a determinação da espessura mínima de corte para diversos materiais usinados, conforme apresentado na Tabela 9, representa uma importante aproximação para espessuras de corte que garantem bom acabamento da superfície usinada e baixos valores de energia específica de corte.

As superfícies apresentadas pela Figura 43, determinadas a partir de todos os resultados obtidos tanto para o aço COS AR60 quanto para o GUF, mostram que os resultados para os dois materiais apresentam uma boa concordância. Ao se analisar o quadro ANOVA apresentado na Tabela 6, observa-se que a variação do material usinado não foi influente para a variação da energia específica de corte. Da mesma forma, observando-se o quadro ANOVA apresentado na Tabela 8, tem-se que a variação do material usinado também não é influente no comprimento de rebarba de topo concordante gerada no microfresamento.

A variação do material usinado só foi influente na variação do valor de rugosidade S_a , conforme apresentado pelos resultados de ANOVA na Tabela 7. Entretanto, deve-se ainda considerar que as curvas de rugosidade S_a dos dois materiais se aproximam em suas extremidades, para o menor e maior avanço ensaiado (Figura 25). Assim, apesar de ser influente no valor de rugosidade da peça, o processo de refino de grão aparenta não exercer diferença significativa no microfresamento dos dois materiais.

Na verdade, o menor valor de espessura mínima de corte para o aço GUF aparenta ser decorrente de uma transição mais rápida do *plowing* para o completo cisalhamento do material no processo de formação de cavaco, mas uma transição que não ocorre necessariamente com melhor resultado das outras variáveis envolvidas no processo, como a energia específica de corte e a formação de rebarba.

Considerando-se o tamanho médio de grão dos dois materiais, 11 μm para o aço COS AR60 e 0,7 μm para o aço GUF, é possível observar que o COS AR60 tem tamanho de grão cerca de 16x maior que o GUF. O processo de refino de grão do Cu99,9E apresentado por Elkasser et al. (2016) levou o tamanho médio de grão do material como recebido de 30 μm para 200 nm em sua versão com grãos ultrafinos. Portanto, o Cu99,9E como recebido tem tamanho de grão 150x maior que sua versão com grãos ultrafinos. Assim, muito provavelmente a diferença entre o tamanho médio de grão do COS AR60 e do GUF talvez não tenha sido suficiente para provocar uma maior variação nas variáveis de resposta analisadas por este trabalho.

Considerando a diferença entre as razões dos tamanhos médios de grão apresentadas acima, acredita-se que talvez exista um dado valor de razão entre os tamanhos médios de grãos dos dois materiais que seja um valor ótimo, a partir do qual as variações das variáveis de resposta sejam mais sensíveis. Portanto, para as condições de usinagem testadas neste trabalho e para os dois materiais analisados, o aço COS AR60 na condição como recebido e a sua versão com grãos ultrafinos, o processo de refino de grão não se mostrou determinante no microfresamento das superfícies usinadas, mesmo tendo levado a um menor valor de espessura mínima de corte para o aço com grãos ultrafinos.

5 CONCLUSÕES

Este trabalho apresentou um estudo acerca do efeito de escala e da determinação da espessura mínima de corte no microfresamento de dois aços: um aço baixo-carbono bifásico (ferrita-perlita) com 11 μm de tamanho médio de grão ferrítico e sua versão após um processamento termomecânico para homogeneização e refino dos grãos da microestrutura (aço monofásico ferrítico com tamanho médio de grão de 0,7 μm).

Foram analisados resultados de energia específica de corte, rugosidade S_a , comprimento de rebarba de topo concordante, taxa de variação da flexibilidade do material e a espessura mínima de corte. As análises dos resultados levantados e da revisão da literatura levam às seguintes conclusões:

- O efeito de escala na microusinagem é fortemente influenciado pela transição *plowing*-cisalhamento no processo de formação de cavaco, o que se reflete no aumento hiperproporcional da energia específica de corte nas usinagens com espessuras de corte menores que o valor da espessura mínima de corte (h_{\min});
- A qualidade da superfície microusinada também está diretamente ligada à transição *plowing*-cisalhamento no processo de formação de cavaco, obtendo-se menores comprimentos de rebarba para espessuras de corte maiores que o valor da espessura mínima de corte e melhor acabamento da superfície para condições de usinagem onde a espessura de corte é próxima do valor do raio de aresta da ferramenta ($h \cong r_e$);
- A ANOVA dos resultados mostrou que o processo de refino de grão da microestrutura do material exerce influência significativa apenas nos resultados de rugosidade S_a . A variação do avanço por dente, em compensação, exerce influência significativa nos resultados de energia específica de corte, rugosidade S_a e comprimento de rebarba de topo concordante;
- A espessura mínima de corte pode ser estimada avaliando-se a qualidade da superfície microusinada e o processo de formação de cavaco. No entanto, pode-se obter o valor da espessura mínima de corte diretamente a partir da variação da taxa de flexibilidade do material durante a microusinagem por meio dos resultados de energia específica de corte;
- Tão importante quanto a determinação da espessura mínima de corte do material é determinar uma espessura de corte que além de garantir completa formação do cavaco, gere superfícies com bom acabamento e menores níveis de energia específica de corte. Nesse sentido, o valor do raio de aresta da ferramenta se torna importante no microfresamento, pois permite a determinação da espessura mínima

de corte para diversos materiais por meio de modelos apresentados na literatura e representa uma boa aproximação para esta espessura de corte ótima;

- O processo de refino de grão da microestrutura reduziu o valor da espessura mínima de corte do material, porém, esta redução não foi acompanhada de uma melhor qualidade da superfície microusinada e de menores níveis de energia específica de corte. Assim, talvez exista um dado valor de razão entre os tamanhos médios de grãos dos dois materiais que seja um valor ótimo, a partir do qual as variações das variáveis de resposta sejam mais sensíveis e essa redução na espessura mínima de corte seja acompanhada de uma melhor qualidade da superfície microusinada deste material.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

O estudo da microusinagem que considera a influência da microestrutura do material da peça no efeito de escala e na integridade superficial dos componentes microusinados ainda é um campo de pesquisa que pode ser melhor explorado. Acredita-se que os conhecimentos apresentados neste trabalho podem ser ampliados através da continuidade desta pesquisa. Assim, apresentam-se abaixo algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Avaliar o microfresamento de materiais metálicos ferrosos e não-ferrosos com microestruturas com diferentes tamanhos médios de grão e o seu impacto no efeito de escala e na espessura mínima de corte;
- Investigar o efeito do raio de aresta da microfresa na formação de cavaco (regime dúctil-frágil) e na integridade superficial de materiais não-metálicos, como cerâmicas e plásticos;
- Avaliar o impacto do efeito de escala em distintos parâmetros de rugosidade (não somente S_a), visando associar o tema engenharia de superfície e microfresamento, apontando quais parâmetros de rugosidade são mais bem indicados a aplicações na microengenharia, como superfícies ópticas, interação fluido-estrutura, osseointegração em implantodologia etc.;
- Investigar a evolução do desgaste de microfresas e possíveis arredondamentos da aresta de corte que impactem diretamente no aumento deletério da espessura mínima de corte, recomendando, por sua vez, critérios de fim de vida no microfresamento;
- Avaliar a relação entre energia específica de corte e outras variáveis de integridade superficial da peça, como tensão residual e microdureza subsuperficial, em condições de microfresamento opostas a avanços próximos da espessura mínima de corte, ou seja, sob altas taxas de remoção de material.

REFERÊNCIAS

- AHN, I. H.; MOON, S. K.; HWANG, J. An efficient way of investigating the intrinsic size effect in machining. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 230, n. 9, p. 1622-1629, 2016.
- ALTING, L.; KIMURA, F.; HANSEN, H. N.; BISSACO, G. Micro engineering. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, 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**, v. 33, n. 4, p. 402-407, 2009.
- ASSIS, C. L. F. **Microfresamento de aços com grãos ultrafinos**. 2013. 101 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013.
- ASSIS, C. L. F.; JASINEVICIUS, R. G.; RODRIGUES, A. R. Micro end-milling of channels using ultrafine-grained low-carbon steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, n. 5, p. 1155-1165, 2015.
- BALOGUN, V. A.; MATIVENGA, P. T. Impact of un-deformed chip thickness on specific energy in mechanical machining processes. **Journal of Cleaner Production**, v. 69, p. 260-268, 2014.
- BASURAY, P. K.; MISRA, B. K.; LAL, G. K. Transition from ploughing to cutting during machining with blunt tools. **Wear**, v. 43, n. 3, p. 341-349, 1977.
- BIERMANN, D.; STEINER, M. Analysis of micro burr formation in austenitic stainless steel X5CrNi18-10. **Procedia CIRP**, v. 3, p. 97-102, 2012.
- BISSACO, G.; HANSEN, H. N.; DE CHIFFRE, L. Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 167, n. 2-3, p. 201-207, 2005.
- BOOTHROYD, G. **Fundamentals of metal machining and machine tools**. International student edition. Tokyo: McGraw-Hill, 1981. 350 p.
- CÂMARA, M. A.; ABRÃO, A. M.; CAMPOS RUBIO, J. C.; GODOY, G. C. D.; CORDEIRO, B. S. Determination of the critical undeformed chip thickness in micromilling by means of the acoustic emission signal. **Precision Engineering**, v. 46, p. 377-382, 2016.
- CÂMARA, M. A.; CAMPOS RUBIO, J. C.; ABRÃO, A. M.; DAVIM, J. P. State of the art on micromilling of materials, a review. **Journal of Materials Science and Technology**, v. 28, n. 8, p. 673-685, 2012.
- CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHET, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, n. 3-4, p. 313-332, 2006.
- CHUZHOY, L.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G.; BAMMANN, D. J. Microstructure-level modeling of ductile iron machining. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 124, n. 2, p. 162-169, 2002.
- COHEN, P. H. Forces, power, and stresses in machining. In: DAVIS, J. R. (Ed.). **Metals handbook: machining**. 9. ed. Ohio, USA: ASM, 1989. v. 16, p. 13-18.

COSIPA Companhia Siderúrgica Paulista. **Certificado de qualidade nº 472990**. Ferro e Aço Nossa Sra de Fátima Ltda. Nota Fiscal nº 44086. Emissão: 10 fev. 2005.

CUBA RAMOS, A.; AUTENRIETH, H.; STRAUß, T.; DEUCHERT, M.; HOFFMEISTER, J.; SCHULZE, V. Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, n. 3, p. 594-600, 2012.

DIB, M. H. M. **Fundamentos do fresamento: uma aplicação em microfresamento**. 2013. 160 f. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013.

DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y. Recent advances in mechanical micromachining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 55, n. 2, p. 745-768, 2006.

DUCOBU, F.; RIVIÈRE-LORPHEVRE, E.; FILIPPI, E. Experimental and numerical investigation of the uncut chip thickness reduction in Ti6Al4V orthogonal cutting. **Meccanica**, p. 1-16, 2016. Disponível em: <<http://link.springer.com/article/10.1007/s11012-016-0499-7>>. Acesso em: 16 jan. 2017.

ELKASEER, A. M.; DIMOV, S. S.; PHAM, D. T.; POPOV, K. P.; OLEJNIK, L.; ROSOCHOWSKI, A. Material microstructure effects in micro-endmilling of Cu99.9E. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, p. 1-13, 2016. Disponível em: <<http://journals.sagepub.com/doi/full/10.1177/0954405416666898>>. Acesso em: 09 fev. 2017.

HUO, D.; LIN, C.; CHOONG, Z. J.; PANCHOLI, K.; DEGENAAR, P. Surface and subsurface characterisation in micro-milling of monocrystalline silicon. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 81, n. 5, p. 1319-1331, 2015.

IKAWA, N.; SHIMADA, S.; TANAKA, H. Minimum thickness of cut in micromachining. **Nanotechnology**, v. 3, n. 1, p. 6-9, 1992.

INSTITUTO NACIONAL DA PROPRIEDADE INDUSTRIAL. Rodrigues, A. R.; Zuaneti, L. C.; Assis, C. F. L.; Silva Neto, O. V.; Balancin, O. **Processo termomecânico para obtenção de aços ferríticos com grãos ultrafinos**. BR n. PI 1107247, 25 setembro 2012.

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

JACKSON, M. J.; NOVAKOV, T.; SILVA, M. B.; MACHADO, A. R. Predicting chip and non-chip formation when micromachining Ti-6Al-4V titanium alloy. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-33, 2016. Disponível em: <<http://link.springer.com/article/10.1007/s00170-016-9754-2>>. Acesso em: 18 jan. 2017.

JAIN, V. K.; SIDPARA, A.; BALASUBRAMANIAM, R.; LODHA, G. S.; DHAMGAYE, V. P.; SHUKLA, R. Micromanufacturing: a review—Part I. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 228, n. 9, p. 973-994, 2014.

KANG, I-S.; KIM, J-S.; SEO, Y-W. Investigation of cutting force behaviour considering the effect of cutting edge radius in the micro-scale milling of AISI 1045 steel. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 225, n. 2, p. 163-171, 2011.

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

KOMANDURI, R. Some aspects of machining with negative rake tools simulating grinding. **International Journal of Machine Tool Design and Research**, v. 11, n. 3, p. 223-233, 1971.

KOMATSU, T.; YOSHINO, T.; MATSUMURA, T.; TORIZUKA, S. Effect of crystal grain size in stainless steel on cutting process in micromilling. **Procedia CIRP**, v. 1, p. 150-155, 2012.

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**, v. 48, n. 1, p. 1-14, 2008.

LAURO, C. H.; BRANDÃO, L. C.; PANZERA, T. H.; DAVIM, J. P. Surface integrity in the micromachining: a review. **Reviews on Advanced Materials Science**, v. 40, n. 3, p. 227-234, 2015.

LIU, X.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. An analytical model for the prediction of minimum chip thickness in micromachining. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 128, n. 2, p. 474-481, 2006.

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**, v. 126, n. 4, p. 666-678, 2004.

MADOU, M. J. **Fundamentals of microfabrication: the science of miniaturization**. 2. ed. CRC Press, 2002. 723 p.

MALEKIAN, M.; MOSTOFA, M. G.; PARK, S. S.; JUN, M. B. G. Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, n.3, p. 553-559, 2012.

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

MIAN, A. J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Estimation of minimum chip thickness in micro-milling using acoustic emission. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 225, n. 9, p. 1535-1551, 2011a.

MIAN, A. J.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T. Identification of factors that dominate size effect in micro-machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 51, p. 383-394, 2011b.

NAKAYAMA, K.; TAMURA, K. Size effect in metal-cutting force. **Journal of Engineering for Industry**, v. 90, n. 1, p. 119-126, 1968.

NYQUIST, H. Certain topics in telegraph transmission theory. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v. 47, n. 2, p. 617-644, 1928.

OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T.; SOUZA, A. F. Size effect and minimum chip thickness in micromilling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 89, p. 39-54, 2015.

PILJEK, P.; KERAN, Z.; MATH, M. Micromachining - review of literature from 1980 to 2010.

Interdisciplinary Description of Complex Systems, v. 12, n. 1, p. 1-27, 2014.

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.

RODRIGUES, A. R.; JASINEVICIUS, R. G. Machining scale: Workpiece grain size and surface integrity in micro end milling. In: DAVIM, J. P. **Microfabrication and Precision Engineering**. Research and Development. Woodhead Publishing in Mechanical Engineering, 2017. p. 27-68.

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

SANDVIK COROMANT. **R216.32-00830-AI08G 1620 Fresa de topo CoroMill Plura® inteira de metal duro para cantos a 90 graus**. Disponível em: <<http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/products/pages/productdetails.aspx?c=R216.32-00830-AI08G%201620&m=5742992>>. Acesso em: 11 jan. 2017.

SCHNEIDER, F.; LOHKAMP, R.; SOUSA, F. J. P.; MÜLLER, R.; AURICH, J. C. Analysis of the surface integrity in ultra-precision cutting of cp-titanium by investigating the chip formation. **Procedia CIRP**, v. 13, p. 55-60, 2014.

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

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

SHAW, M. C. Precision Finishing. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 44, n. 1, p. 343-348, 1995b.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M. A. Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, n. 5, p.467-481, 2006.

SON, S. M.; LIM, H. S.; AHN, J. H. Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 45, n.4-5, p. 529-535, 2005.

SOORAJ, V.; MATHEW, J. An experimental investigation on the machining characteristics of microscale end milling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 56, n. 9-12, p. 951-958, 2011.

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.

WARSASH CIENTIFIC. **Laser Systems: Micromachining**. Disponível em: <<http://www.warsash.com.au/products/laser-systems/MICROMACHINING.php>>. Acesso em: 05 ago. 2014.

WEULE, H.; HÜNTRUP, V.; TRITSCHLER, H. Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 50, n. 1, p. 61-64, 2001.

WOON, K. S.; RAHMAN, M.; FANG, F. Z.; NEO, K. S.; LIU, K. Investigations of tool edge radius effect in micromachining: A FEM simulation approach. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 195, n. 1-3, p. 204-208, 2008.

WU, T.; CHENG, K. Micro Milling: The State-of-the-art Approach Towards Applications. In: CHENG, K.; HUO, D. **Micro-Cutting: Fundamentals and Applications**. Chichester: John Wiley & Sons, 2013. p. 185-226.

YAMAMOTO, I.; KOBAYASHI, T. Evaluation method of dynamic fracture toughness by the computer-aided instrumented charpy impact testing system. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 55, n. 2, p. 295-312, 1993.

YUAN, Z. J.; ZHOU, M.; DONG, S. Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 62, n. 4, p. 327-330, 1996.

ZHANG, T.; LIU, Z.; XU, C. Influence of size effect on burr formation in micro cutting. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 68, n. 9, p. 1911-1917, 2013.

ZHANQIANG, L.; ZHENYU, S.; YI, W. Definition and determination of the minimum uncut chip thickness of microcutting. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 69, n. 5, p. 1219-1232, 2013.

APÊNDICE A - Artigos publicados

Durante o desenvolvimento deste doutorado, os seguintes artigos científicos na forma de resumos expandidos, trabalhos completos e artigos completos foram publicados:

Artigos completos

OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T.; SOUZA, A. F. Size effect and minimum chip thickness in micromilling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 89, p. 39-54, 2015.

OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R.; MOREIRA, S. R. S.; GALLEGU, J.; BATISTA, M. F. Efeito na microdureza e na energia específica de corte do aço ABNT 1045. **Máquinas e Metais**, v. 51, n. 588, p. 28-37, 2015.

RODRIGUES, A. R.; OLIVEIRA, F. B.; MOREIRA, S. R. S.; GALLEGU, J.; MATSUMOTO, H.; YAMAKAMI, W. J. Efeito da relação entre avanço e raio de aresta na integridade superficial. **Máquinas e Metais**, v. 50, n. 576, p. 26-35, 2014.

Trabalhos completos

OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R.; MOREIRA, S. R. S. Formação de rebarba e energia específica de corte no microfresamento. In: 8° Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2015, Salvador - BA. Rio de Janeiro-RJ: ABCM, 2015.

RODRIGUES, A. R.; OLIVEIRA, F. B.; MOREIRA, S. R. S.; GALLEGU, J.; MATSUMOTO, H.; YAMAKAMI, W. J. Integridade superficial no microfresamento. In: 7° Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2013, Penedo - RJ. Rio de Janeiro-RJ: ABCM, 2013.

OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R.; MOREIRA, S. R. S.; GALLEGU, J.; BATISTA, M. F. Effects of micromilling on microhardness and specific cutting energy of ABNT 1045 steel. In: 22nd International Congress of Mechanical Engineering, 2013, Ribeirão Preto - SP. XXII COBEM, 2013.

Resumos expandidos

RODRIGUES, A. R.; MANARELLI, F. H.; NORCINO, A. B.; OLIVEIRA, F. B. Avaliação da força e temperatura de corte no fresamento do Aço VP 100. In: 22º Simpósio Internacional de Iniciação Científica e Tecnológica da USP, 2014, São Carlos. Anais..., 2014.

RODRIGUES, A. R.; BARBOSA, D. F.; MANEA, J. K. B.; OLIVEIRA, F. B. Estudo da formação de cavaco no microfresamento por modelagem em elementos finitos. In: 22º Simpósio Internacional de Iniciação Científica e Tecnológica da USP, 2014, São Carlos. Anais..., 2014.

OLIVEIRA, F. B.; RODRIGUES, A. R.. Energia específica de corte no macro e microfresamento. In: XVII Colóquio de Usinagem, 2013, Uberlândia. Anais..., 2013.