



**Henrique Ajuz Holzmann
Ricardo Vinicius Bubna Biscaia
(Organizadores)**

Impactos das Tecnologias na Engenharia Mecânica 3

Atena
Editora

Ano 2019

Henrique Ajuz Holzmann
Ricardo Vinicius Bubna Biscaia
(Organizadores)

**Impactos das Tecnologias na
Engenharia Mecânica**
3

Atena Editora
2019

2019 by Atena Editora

Copyright © da Atena Editora

Editora Chefe: Profª Drª Antonella Carvalho de Oliveira

Diagramação e Edição de Arte: Lorena Prestes e Geraldo Alves

Revisão: Os autores

Conselho Editorial

- Prof. Dr. Alan Mario Zuffo – Universidade Federal de Mato Grosso do Sul
Prof. Dr. Álvaro Augusto de Borba Barreto – Universidade Federal de Pelotas
Prof. Dr. Antonio Carlos Frasson – Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Prof. Dr. Antonio Isidro-Filho – Universidade de Brasília
Profª Drª Cristina Gaio – Universidade de Lisboa
Prof. Dr. Constantino Ribeiro de Oliveira Junior – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Profª Drª Daiane Garabeli Trojan – Universidade Norte do Paraná
Prof. Dr. Darllan Collins da Cunha e Silva – Universidade Estadual Paulista
Profª Drª Deusilene Souza Vieira Dall’Acqua – Universidade Federal de Rondônia
Prof. Dr. Eloi Rufato Junior – Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Prof. Dr. Fábio Steiner – Universidade Estadual de Mato Grosso do Sul
Prof. Dr. Gianfábio Pimentel Franco – Universidade Federal de Santa Maria
Prof. Dr. Gilmei Fleck – Universidade Estadual do Oeste do Paraná
Profª Drª Girlene Santos de Souza – Universidade Federal do Recôncavo da Bahia
Profª Drª Ivone Goulart Lopes – Istituto Internazionele delle Figlie de Maria Ausiliatrice
Profª Drª Juliane Sant’Ana Bento – Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Prof. Dr. Julio Candido de Meirelles Junior – Universidade Federal Fluminense
Prof. Dr. Jorge González Aguilera – Universidade Federal de Mato Grosso do Sul
Profª Drª Lina Maria Gonçalves – Universidade Federal do Tocantins
Profª Drª Natiéli Piovesan – Instituto Federal do Rio Grande do Norte
Profª Drª Paola Andressa Scortegagna – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Profª Drª Raissa Rachel Salustriano da Silva Matos – Universidade Federal do Maranhão
Prof. Dr. Ronilson Freitas de Souza – Universidade do Estado do Pará
Prof. Dr. Takeshy Tachizawa – Faculdade de Campo Limpo Paulista
Prof. Dr. Urandi João Rodrigues Junior – Universidade Federal do Oeste do Pará
Prof. Dr. Valdemar Antonio Paffaro Junior – Universidade Federal de Alfenas
Profª Drª Vanessa Bordin Viera – Universidade Federal de Campina Grande
Profª Drª Vanessa Lima Gonçalves – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Prof. Dr. Willian Douglas Guilherme – Universidade Federal do Tocantins

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP) (eDOC BRASIL, Belo Horizonte/MG)

I34 Impactos das tecnologias na engenharia mecânica 3 [recurso eletrônico] / Organizadores Henrique Ajuz Holzmann, Ricardo Vinicius Bubna Biscaia. – Ponta Grossa (PR): Atena Editora, 2019. – (Impactos das Tecnologias na Engenharia Mecânica; v.3)

Formato: PDF

Requisitos de sistema: Adobe Acrobat Reader

Modo de acesso: World Wide Web

ISBN 978-85-7247-248-7

DOI 10.22533/at.ed.487190504

1. Automação industrial. 2. Engenharia mecânica – Pesquisa – Brasil. 3. Produtividade industrial. 4. Tecnologia. I. Holzmann, Henrique Ajuz. II. Biscaia, Ricardo Vinicius Bubna. III. Série.

CDD 670.427

Elaborado por Maurício Amormino Júnior – CRB6/2422

O conteúdo dos artigos e seus dados em sua forma, correção e confiabilidade são de responsabilidade exclusiva dos autores.

2019

Permitido o download da obra e o compartilhamento desde que sejam atribuídos créditos aos autores, mas sem a possibilidade de alterá-la de nenhuma forma ou utilizá-la para fins comerciais.

APRESENTAÇÃO

A engenharia mecânica está em constante mudança, sendo uma das mais versáteis, se olhar desde seu surgimento durante a Revolução Industrial até os dias de hoje é visível a modernização e modificação dos métodos e das tecnologias empregadas.

Nesta evolução um dos pontos de destaque é a área de materiais e dos modos de obtenção dos mesmos, sendo responsável por grande parte desta modernização da área. Neste livro são tratados alguns assuntos ligados diretamente a área de matérias, bem como os processos de transformação dos mesmos em produtos finais.

A caracterização dos materiais é de extrema importância, visto que afeta diretamente aos projetos e sua execução dentro de premissas de desempenho técnico e econômico. Ainda são base da formação do engenheiro projetista cujo ofício se fundamenta na correta escolha de materiais e no processo de fabricação do mesmo.

Um compendio de temas e abordagens que constituem a base de conhecimento de profissionais que se dedicam a seleção, desenvolvimento e processos de obtenção e fabricação são apresentados nesse livro.

Boa leitura

Henrique Ajuz Holzmann
Ricardo Vinicius Bubna Biscaia

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	1
ANÁLISE DAS LIGAS Al-3%Si E Al-9%Si ATRAVÉS DO PROCESSO “SQUEEZE-CASTING”, E A INFLUÊNCIA DA PRESSÃO NA DUREZA, MACRO E MICROESTRUTURA	
<i>Diógenes Linard Aquino Freitas</i> <i>Cláudio Alves de Siqueira Filho</i> <i>José Joelson de Melo Santiago</i>	
DOI 10.22533/at.ed.4871905041	
CAPÍTULO 2	12
AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE CEMENTANTES ATRAVÉS DA MEDIÇÃO DE MICRODUREZA VICKERS	
<i>Bernardo Rota</i> <i>Alisson Geovane Silva de Souza</i> <i>Annemarie Henker</i> <i>Daniel Amoretti Gonçalves</i>	
DOI 10.22533/at.ed.4871905042	
CAPÍTULO 3	22
ESTIMATIVA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO POLIESTIRENO EXPANDIDO USANDO O MÉTODO DO FIO QUENTE	
<i>Alisson Augusto Azevedo Figueiredo</i> <i>Jefferson Gomes do Nascimento</i> <i>Luís Henrique da Silva Ignácio</i> <i>Vinicius Soares Medeiros</i> <i>Fernando Costa Malheiros</i> <i>Henrique Coelho Fernandes</i> <i>Gilmar Guimarães</i>	
DOI 10.22533/at.ed.4871905043	
CAPÍTULO 4	27
PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DE NANOFUIDOS TiO ₂	
<i>Letícia Raquel de Oliveira</i> <i>Stella Rodrigues Ferreira Lima Ribeiro</i> <i>David Fernando Marcucci Pico</i> <i>Alessandro Augusto Olimpio Ferreira Vittorino</i> <i>Enio Pedone Bandarra Filho</i>	
DOI 10.22533/at.ed.4871905044	
CAPÍTULO 5	35
DESENVOLVIMENTO DE UM INDENTADOR INSTRUMENTADO PARA MEDIÇÕES DE PROPRIEDADES ELÁSTICAS E PLÁSTICAS	
<i>Lucas dos Reis Heni Madeira</i> <i>Vinicius Carvalho Teles</i> <i>Washington Martins da Silva Junior</i>	
DOI 10.22533/at.ed.4871905045	

CAPÍTULO 6 43

CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA E MICROESTRUTURAL EM HIDROXIAPATITA COMERCIAL E SINTETIZADA PELO MÉTODO SOL-GEL UTILIZANDO CASCA DE OVO DE GALINHA COMO PRECURSOR

Marcelo Vitor Ferreira Machado
José Brant de Campos
Marilza Sampaio Aguilar
Vitor Santos Ramos

DOI 10.22533/at.ed.4871905046

CAPÍTULO 7 53

PARAMETRIZAÇÃO DE TEXTURIZAÇÃO VIA MECT EM METAL PATENTE

Túlio Alves Rodrigues
Erika Michele Damas
Gabriela Caixeta Alcarria
Náthaly Nascimento Sousa
Washington Martins da Silva Junior

DOI 10.22533/at.ed.4871905047

CAPÍTULO 8 59

CORRELAÇÃO ENTRE DIFERENTES FORMAS DE AVALIAÇÃO MICROESTRUTURAL DE FERROS FUNDIDOS E SEU COEFICIENTE DE ATRITO

Luiz Eduardo Rodrigues Vieira
Guilherme de Oliveira Castanheira
Leonardo Rosa Ribeiro da Silva
Wisley Falco Sales
Álison Rocha Machado
Wilson Luiz Guessser

DOI 10.22533/at.ed.4871905048

CAPÍTULO 9 69

MANUFATURA DE LIGA DE AL5%CU PELO PROCESSO DE METALURGIA DO PÓ

André Pereira da Silva
Juliano de Lemos Navarro
Leonardo Almeida Lopes
Felipe Antônio Viana de Araújo
Gabriel Aires Honorato
Sérgio Mateus Brandão

DOI 10.22533/at.ed.4871905049

CAPÍTULO 10 85

ANÁLISE DO FENÔMENO DAS BOLHAS EM SOLDAGEM SUBAQUÁTICA MOLHADA COM ARAME TUBULAR AUTOPROTEGIDO

Camilla Mara Mendonça
Alexandre Queiroz Bracarense
Douglas de Oliveira Santana
Marcelo Teodoro Assunção

DOI 10.22533/at.ed.48719050410

CAPÍTULO 11	99
O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS NA SIMULAÇÃO DE OPERAÇÕES DE SOLDAGEM	
<i>Heitor Abdias da Silva Pereira</i>	
<i>Marcelo Cavalcanti Rodrigues</i>	
DOI 10.22533/at.ed.48719050411	
CAPÍTULO 12	114
ANÁLISE EXPERIMENTAL DA USINAGEM COM AÇO INOXIDÁVEL	
<i>Gabriella Arruda Martins</i>	
<i>Lays Edinir da Cunha</i>	
<i>Luís Gustavo Moreira</i>	
<i>Mikael Henrique Morais</i>	
<i>Thomas Ernst de Goes Ferreira Kohler</i>	
DOI 10.22533/at.ed.48719050412	
CAPÍTULO 13	123
AVALIAÇÃO DO PARÂMETRO DE RUGOSIDADE R_v DE CILINDROS DE BLOCOS DE COMPRESSORES HERMÉTICOS USINADOS PELO PROCESSO DE BRUNIMENTO FLEXÍVEL	
<i>Leandro Carvalho Pereira</i>	
<i>Leonardo Rosa Ribeiro da Silva</i>	
<i>Rosenda Valdés Arencibia</i>	
<i>Luciano José Arantes</i>	
DOI 10.22533/at.ed.48719050413	
CAPÍTULO 14	131
INFLUÊNCIA DO FLUIDO DE CORTE NO DESGASTE DE MICROFRESAS DE METAL DURO NA MICROUSINAGEM DO AÇO INOXIDÁVEL DUPLEX UNS S32205	
<i>Aline Gonçalves dos Santos</i>	
<i>Daniel Fernandes da Cunha</i>	
<i>Mayara Fernanda Pereira</i>	
<i>Bruno Souza Abrão</i>	
<i>Mark James Jackson</i>	
<i>Márcio Bacci da Silva</i>	
DOI 10.22533/at.ed.48719050414	
CAPÍTULO 15	139
GERAÇÃO E PARTIÇÃO DE CALOR EM USINAGEM POR MEIO DO MÉTODO CALORIMÉTRICO: UMA REVISÃO	
<i>Ivanilson Sousa da Costa</i>	
<i>Márcio Bacci da Silva</i>	
DOI 10.22533/at.ed.48719050415	
CAPÍTULO 16	153
GERAÇÃO DE CALOR NA FURAÇÃO DO FERRO FUNDIDO CINZENTO POR MEIO DO MÉTODO CALORIMÉTRICO	
<i>Ivanilson Sousa da Costa</i>	
<i>Guilherme Henrique Alves Andrade</i>	
<i>Márcio Bacci da Silva</i>	

DOI 10.22533/at.ed.48719050416

CAPÍTULO 17 168

MEDIÇÃO DE TEMPERATURA DE USINAGEM EM AÇOS DE CORTE FÁCIL POR MEIO DO MÉTODO DO TERMOPAR FERRAMENTA- PEÇA

Ivanilson Sousa da Costa

Márcio Bacci da Silva

DOI 10.22533/at.ed.48719050417

CAPÍTULO 18 177

SISTEMA DE MEDIÇÃO DE POTÊNCIA NO PROCESSO DE FRESAMENTO UTILIZANDO SENSORES POR EFEITO HALL

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Kenji Fabiano Ávila Okada

Gabriel Marçal de Carvalho

Eder Silva Costa

Álisson Rocha Machado

DOI 10.22533/at.ed.48719050418

CAPÍTULO 19 187

INFLUÊNCIA DE VÁRIOS PARÂMETROS OPERACIONAIS EM RETIFICAÇÃO NO ACABAMENTO E NA TEXTURA DA SUPERFÍCIE DE FERRO FUNDIDO CINZENTO

Bruno Souza Abrão

Mayara Fernanda Pereira

Mariana Landim Silveira Lima

Eduardo Carlos Bianchi

Rosemar Batista da Silva

DOI 10.22533/at.ed.48719050419

CAPÍTULO 20 193

INFLUÊNCIA DA PENETRAÇÃO DE TRABALHO E VELOCIDADE DA PEÇA NO ACABAMENTO DO FERRO FUNDIDO VERMICULAR APÓS A RETIFICAÇÃO COM REBOLO DE SIC

Lurian Souza Vieira da Silva

Rosemar Batista da Silva

Mariana Landim Silveira Lima

Deborah de Oliveira

DOI 10.22533/at.ed.48719050420

CAPÍTULO 21 202

INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE USINAGEM DO BRUNIMENTO FLEXÍVEL NA QUALIDADE GEOMÉTRICA DE CILINDROS DE BLOCOS DE COMPRESSORES HERMÉTICOS

Leandro Carvalho Pereira

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Rosenda Valdés Arencibia

Luciano José Arantes

DOI 10.22533/at.ed.48719050421

CAPÍTULO 22	210
USINAGEM ELETROQUÍMICA SUPERFICIAL EM AMOSTRAS DE FERRO FUNDIDO	
<i>Leonardo Rosa Ribeiro da Silva</i>	
<i>Leandro Carvalho Pereira</i>	
<i>Henara Lilian Costa</i>	
DOI 10.22533/at.ed.48719050422	
SOBRE O ORGANIZADOR.....	219

ANÁLISE DAS LIGAS Al-3%Si E Al-9%Si ATRAVÉS DO PROCESSO “SQUEEZE-CASTING”, E A INFLUÊNCIA DA PRESSÃO NA DUREZA, MACRO E MICROESTRUTURA

Diógenes Linard Aquino Freitas

Universidade Federal da Paraíba, Departamento de Engenharia Mecânica, João Pessoa - PB.

Cláudio Alves de Siqueira Filho

Universidade Federal da Paraíba, Departamento de Engenharia Mecânica, João Pessoa - PB.

José Joelson de Melo Santiago

Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciência e Tecnologia, Campina Grande – PB.

RESUMO: Diante dos diversos processos de fabricação de peças metálicas, a fundição e o forjamento destacam-se por produzirem milhões de peças de diferente tamanhos e peso. O processo squeeze-casting tenta combinar as vantagens dessas tecnologias, também conhecido como forjamento do metal líquido, fundição por extrusão ou cristalização sob pressão. Esse processo vem sendo bastante utilizado com ligas de alumínio-silício na indústria automobilística, pois oferece ao produto final leveza e propriedades mecânicas excelentes. As aplicações incluem componentes automotivos como pistões, discos de freio, rodas e cubos, componentes de mísseis e engrenagens. Para tal, foram caracterizadas ligas de Al-Si produzidas pelo processo squeeze-casting, correlacionando as propriedades mecânicas com suas estruturas metalográficas. Através deste estudo é possível

ter melhor compreensão dos fenômenos metalúrgicos acontecidos durante o processo de fundição sob pressão, do refinamento dos grãos, e dos efeitos das maiores taxas de resfriamento sobre a macroestrutura, microestrutura e propriedades mecânicas das ligas.

PALAVRAS-CHAVE: Squeeze-Casting. Fundição com pressão. Ligas de Alumínio.

ABSTRACT: Given the various manufacturing processes of metal parts, casting and forging are noted for producing millions of pieces of different size and weight. The squeeze-casting process attempts to combine the advantages of these technologies, also known as liquid metal forging, casting or extrusion crystallization under pressure. This process has been widely used with aluminum-silicon alloys in the automotive industry, as it offers the final product light and excellent mechanical properties. Applications include automotive components like pistons, brake discs, wheels and hubs, missile components and gears. To this end, we characterized Al-Si alloys produced by squeeze-casting process and correlate the mechanical properties with their metallographic structures. Through this study it is possible to have better understanding of the metallurgical phenomena that occurred during the die casting process, the refinement of the grain, and the effects of higher

cooling rates on the macrostructure, microstructure and mechanical properties of the alloys.

KEYWORDS: Squeeze-Casting. Casting with pressure. Aluminum Alloys

1 | INTRODUÇÃO

A fundição caracteriza-se com diversos processos que permitem produzir desde milhões de peças de pequeno tamanho até poucas peças pesando várias toneladas. É um dos mais antigos e mais versáteis processos de fabricação de componentes metálicos. Na fundição de metais não-ferrosos, devido sua temperatura de fusão ser considerada baixa em relação ao dos aços, aplicam-se moldes permanentes confeccionados em aços especiais. Por essa técnica realiza-se a fundição sob pressão ou por gravidade, ou seja, o metal pode ser pressionado para o preenchimento do molde ou ser vazado por gravidade.

O processo squeeze-casting, literalmente fundição por aperto (compressão), também conhecido como forjamento do metal líquido, fundição por extrusão ou cristalização sob pressão. Este consiste, basicamente, na solidificação do metal em um molde metálico sob a aplicação de altas pressões.

Com uma crescente ênfase na redução do peso dos veículos, a demanda por componentes automotivos mais leves vem aumentando consideravelmente. Squeeze Casting tem demonstrado ser um processo de fundição econômico em grande volume, e capaz de produzir componentes leves de alta integridade que podem ser utilizados para aplicações estruturais. Nos últimos anos o processo squeeze-casting tem sido empregado com várias ligas de alumínio para produzir peças que exigem alta resistência mecânica, resistência à pressão, ductilidade e resistência à corrosão.

A técnica é econômica e relativamente simples, possuindo grande potencial para automatização e altas taxas de produção. O produto é de alta qualidade e, geralmente, tem a forma final, pois o processo permite fundir peças finas de geometrias complexas.

Atualmente, componentes de ligas de alumínio, cobre, magnésio, ferro fundido, aços inoxidáveis e de superligas à base de níquel são facilmente fabricados por squeeze casting. As aplicações incluem componentes automotivos como pistões, discos de freio, rodas e cubos, componentes de mísseis e engrenagens [3,4]. Recentemente, a técnica de squeeze casting tem sido muito estudada para o uso na fabricação de compósitos de matriz metálica, especialmente em ligas de magnésio, silício, alumínio e cobre.

As morfologias estruturais variam em função da amplitude dos parâmetros operacionais e a forma de crescimento que podem ser aplicadas ao metal líquido no processo de solidificação. Sabe-se também que macroestrutura e microestrutura são influenciadas fortemente pelo comportamento térmico do sistema metal/molde, resultando em uma estreita correlação com as estruturas resultantes de solidificação.

O estudo da formação da macroestrutura tanto nos metais puros, quanto nas ligas metálicas é igual no aspecto macroscópico e no que diz respeito à disposição das estruturas. Essa macroestrutura pode se apresentar em três diferentes morfologias: coquilhada, colunar e equiaxial.

No caso da microestrutura de uma liga, o fenômeno de rejeição de soluto e do gradiente térmico à frente da interface sólido/líquido também dependerá do sistema metálico utilizado, bem como da composição da liga, velocidade de deslocamento da interface, dentre outros parâmetros. Esse gradiente térmico provocará uma instabilidade que deixará de apresentar uma morfologia plana e passará a desenvolver morfologias celular ou dendríticas.

Neste contexto, este trabalho visa analisar as estruturas macro e microestruturais produzidas por ligas de Alumínio-silício pelo processo squeeze-casting, e a partir destas análises relacioná-las com as propriedades mecânicas.

2 | METODOLOGIA

A sequência de etapas e atividades adotadas para obtenção deste trabalho foram desenvolvidas nas instalações do Laboratório de Solidificação Rápida na Universidade Federal da Paraíba (UFPB). A metodologia adotada está apresentada no fluxograma da Figura 1.



Figura 1 - Fluxograma da sequência metodológica

Inicialmente definiu-se as ligas de composição hipoeutética do sistema binário Al-Si. A partir das equações abaixo, obtemos as massas do alumínio e do silício.

$$m_{Al} = C_{Al} \cdot \rho_{Al} \cdot V_t \quad (\text{eq. 1})$$

$$m_{Si} = C_{Si} \cdot \rho_{Si} \cdot V_t \quad (\text{eq. 2})$$

Onde levou-se em consideração para o cálculo das massas (m), a densidade de cada elemento (ρ), a concentração do soluto (c) e volume total da liga (V_l). As massas e temperatura de fusão de cada elemento estão representadas na Tabela 1.

Composição	Massa (g)		Temperatura de fusão (°C)
	Alumínio	Silício	
Al-3%Si	490,96	15,18	640
Al-9%Si	460,59	45,55	595

Tabela 1 - Quantidade dos elementos das ligas Al-Si.

A elaboração das ligas mãe de Al-Si foram realizadas em duas etapas específicas: fundição das ligas com a massa total do silício em parte do alumínio, com posterior refusão da liga mãe adicionando a massa restante de alumínio.

Após a fabricação das ligas, foram preparadas as amostras para a caracterização metalográfica macroestrutural e microestrutural. A partir dos lingotes solidificados, foram seccionadas as amostras da macroestrutura e microestrutura conforme é apresentado na Figura 2.

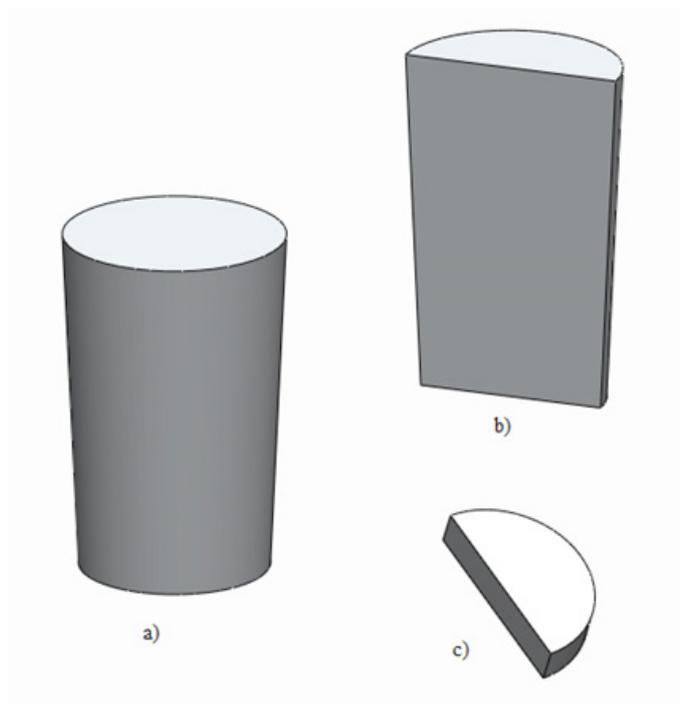


Figura 2 Lingote Obtido: (a) lingote solidificado. (b) amostras para macroestrutura. (c) amostras para microestrutura.

A preparação das amostras para metalografia foi realizada com lixas de granulação de 100 a 800 mesh para análise macroestrutural e com lixas de granulação de 100 a 1500 mesh e polimento em alumina de $1\mu\text{m}$ para análise microestrutural, ambas seguidas de ataque químico, na qual foi utilizado o reagente keller, de composição: 10ml de ácido fluorídrico (HF), 15ml de ácido clorídrico concentrado (HCl), 25ml de ácido nítrico concentrado (HNO_3) e 50ml de água destilada (H_2O), com tempo de 15 a

30 segundos, até revelar os grãos, para análise macroestrutural. O reagente químico da análise microestrutural foi de composição: 15ml de ácido fluorídrico (HF) e 85ml de águas destilada (H₂O).

As microestruturas foram visualizadas através de microscópio ótico. As imagens foram retiradas em pontos diferentes ao longo do raio da amostra, do centro à extremidade, conforme mostrado na Figura 3(b). Após as imagens serem capturadas, foram realizadas as medições dos Espaçamentos Dentríticos Secundários (EDS) através do Software Analysis Imager Olympus, para cada amostra.

Decidiu-se utilizar da região próxima a base do lingote, como mostrado na Figura 3(a), por esta apresentar uma homogeneidade dos grãos mais significativa em relação às demais regiões do lingote. Utilizou-se da mesma amostra para a realização dos ensaios de dureza e microdureza, bem como para as análises metalográficas. Conforme pode-se observar na Figura 3 as posições dos pontos estão ao longo do raio das amostras.

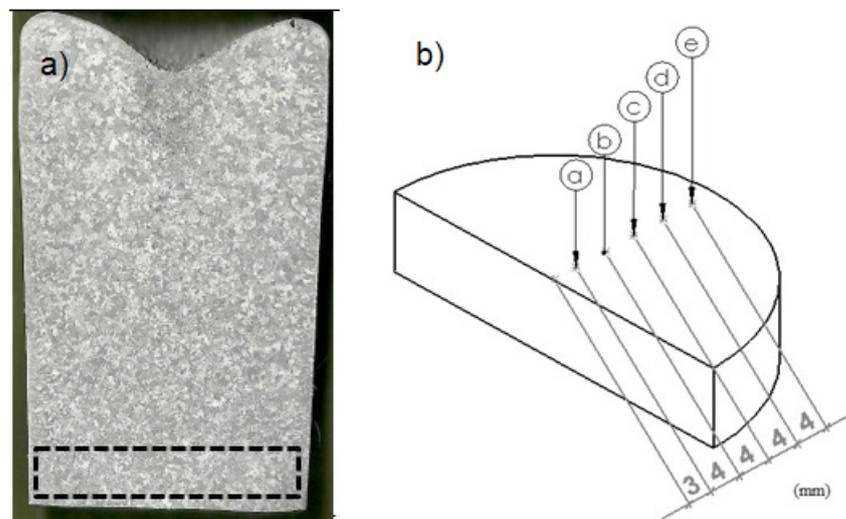


Figura 3 -Lingote obtido: (a) amostra de macroestrutura. (b) ilustração dos pontos observados nas amostras da microestrutura, microdureza e dureza.

Para o ensaio de microdureza, foram realizadas vinte endentações equidistantes ao longo do raio da amostra, do centro para a extremidade. O ensaio foi executado para dureza Vickers, com uma carga de 0,2 kgf durante um tempo de 15 segundos. Enquanto que para o ensaio de dureza, foram realizadas dez endentações, utilizou-se uma carga de 60 kgf durante 15 segundos, com penetrador esférico de diâmetro 2,5 mm. As medições dos diâmetros impressos foram realizadas através do software Analysis Imager Olympus. Para o cálculo da dureza Brinell, utilizou a equação 3.

$$HB = \frac{2F}{\pi \cdot D \cdot (D^2 - \sqrt{D^2 - D_i^2})} \quad (\text{eq. 3})$$

Onde: HB= Dureza Brinell, F= carga (kgf), D= diâmetro da esfera (mm) e D_i= diâmetro impresso na amostra (mm)

3 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Macroestrutura

As macroestruturas da Liga Al-3%Si e da Liga Al-9%Si, obtidas pelo processo de squeeze-casting com temperatura de vazamento (T_v) de 700°C , podem ser visualizadas nas Figura 4 e Figura 5.

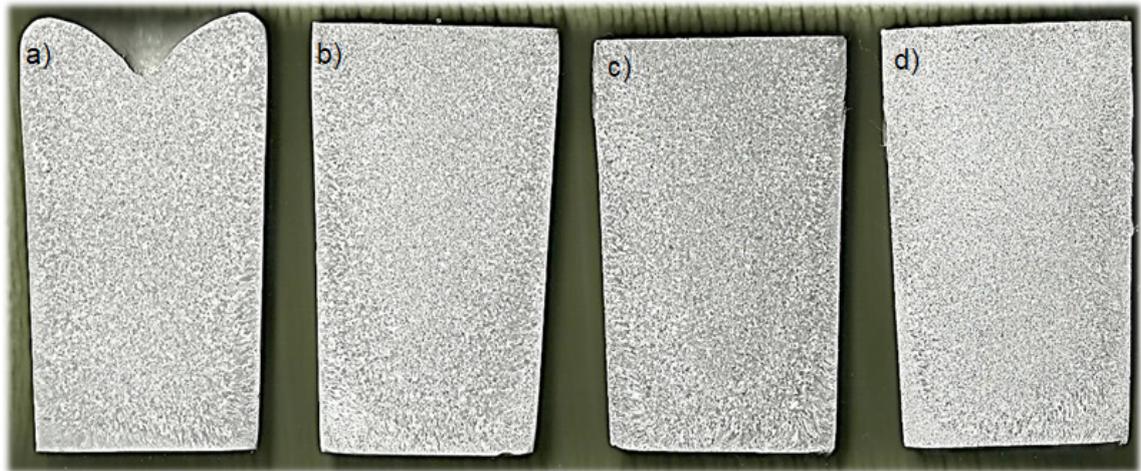


Figura 4 - Macroestrutura da Liga Al-3%Si com $T_v = 700^\circ\text{C}$. a) Pressão Atmosférica, b) 50MPa, c) 100Mpa, d) 150MPa.

Para o lingote solidificado a pressão atmosférica Figura 4(a), observou-se uma leve contração volumétrica no topo do lingote da liga após a solidificação, denominada de rechope. Evidenciou-se a presença de grãos equiaxiais refinados mesmo sem aplicação de pressão e, nas extremidades, grãos colunares na direção transversal do lingote e em sua base, tal fato se deu devido o contato do metal líquido com o elemento de extração.

A Figura 4(b) mostra a macroestrutura para o lingote com aplicação da pressão de 50 MPa. Nota-se que a pressão contribuiu para o refino dos grãos equiaxiais e a eliminação quase da totalidade dos grãos colunares. As macrografias das Figuras 4(c) e Figura 4(d) mostram que para pressões maiores de 50 MPa não há mudanças significativas na macroestrutura da liga Al-3%Si. É possível observar que um refinamento ligeiramente mais acentuado ocorre para os lingotes submetidos às pressões de 100 e 150 MPa. Tal fato pode ser explicado pela maior facilidade na extração do calor entre o metal fundido e o molde, provocado pela diminuição da resistência de contato entre a interface metal/molde durante a solidificação.



Figura 5 - Macroestrutura da Liga Al-9%Si com $T_v = 700^\circ \text{C}$. a) Pressão Atmosférica, b) 50MPa, c) 100Mpa, d) 150MPa.

Para aplicação de pressão de 50 MPa, Figura 5(b), nota-se uma macroestrutura do lingote com grãos equiaxiais pouco refinados, além do aparecimento de defeito de Shrinkage. Observou que, quando se aplica baixas pressões no processo squeeze-casting surge esse defeito, que consiste no aprisionamento de bolhas de gases no interior do metal líquido durante sua solidificação. Fenômeno semelhante foi reportado por MALEKI (2006).

Quando comparada com a liga Al-3%Si, a liga Al-9%Si apresentou uma macroestrutura muito mais grosseira para uma pressão de 150MPa. Isso provavelmente está associado ao fato de que a liga Al-9%Si se encontra mais próximo do eutético do diagrama Al-Si provocando assim um superaquecimento maior do que aquele observado para a liga com menor teor de Si.

3.2 Microestrutura

A Figura 6 e Figura 7 mostram as micrografias dos pontos observados das amostras na condição de 150MPa. É possível observar a presença de poros de Shrinkage espalhados aleatoriamente.

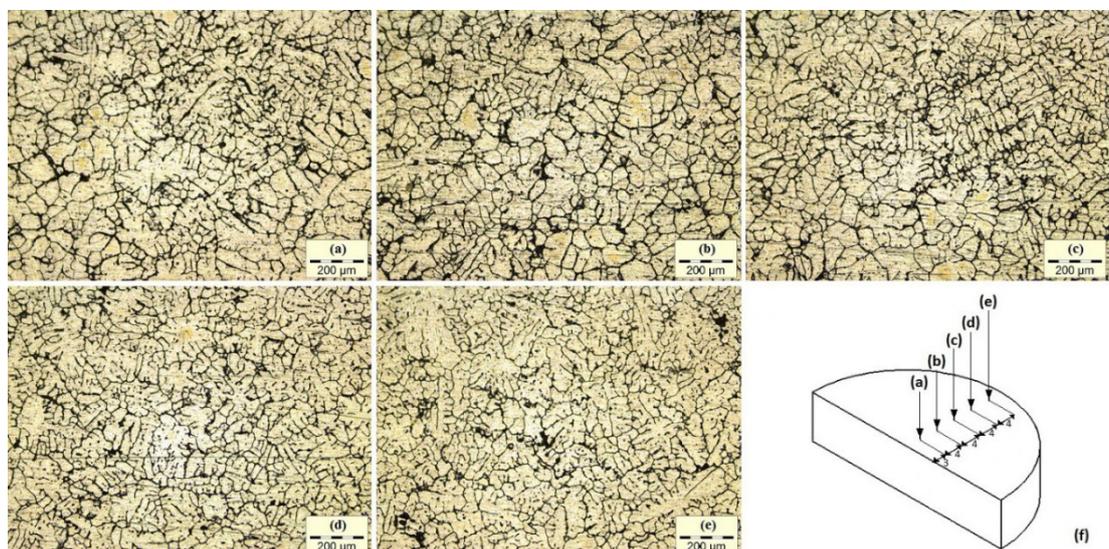


Figura 6 - Microestruturas das amostras da Liga Al-3%Si, para cada ponto observado e pressão

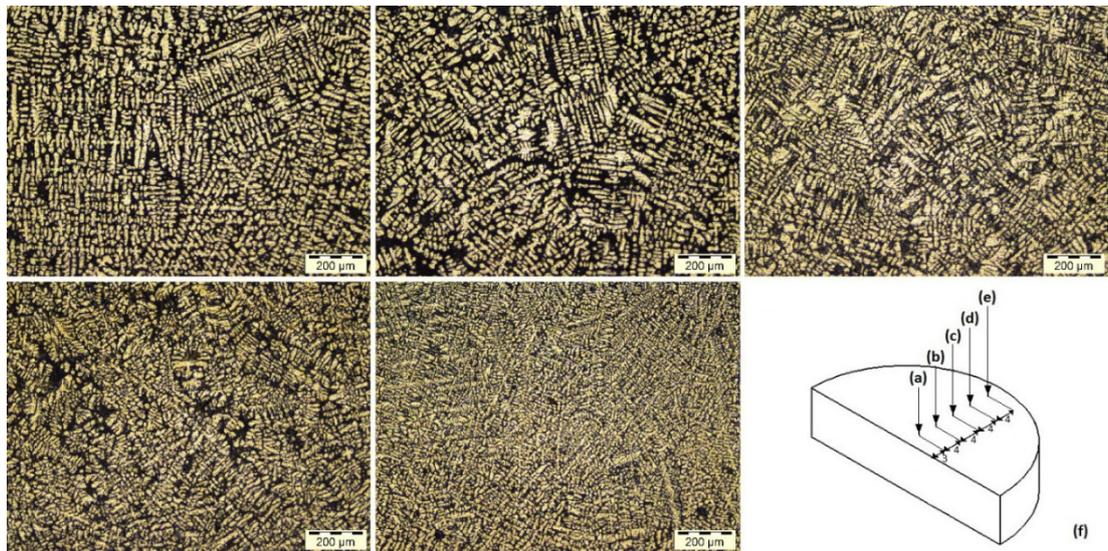


Figura 7 - Microestruturas das amostras da Liga Al-9%Si, para cada ponto observado e pressão de aplicação 150 MPa

Os gráficos da Figura 8 representam os valores dos Espaços Dendríticos Secundários (EDS) referente a cada pressão de aplicação, em função do raio da amostra. Pôde-se observar que a medida que os pontos foram sendo observados, afastando-se do centro à extremidade da amostra, que os EDS diminuem de maneira linear. Isso se dá pelo fato de que a extração de calor ocorreu preferencialmente pelas paredes e base lingoteira, e pela superfície em contato com o ambiente, ou seja, a solidificação ocorreu radialmente.

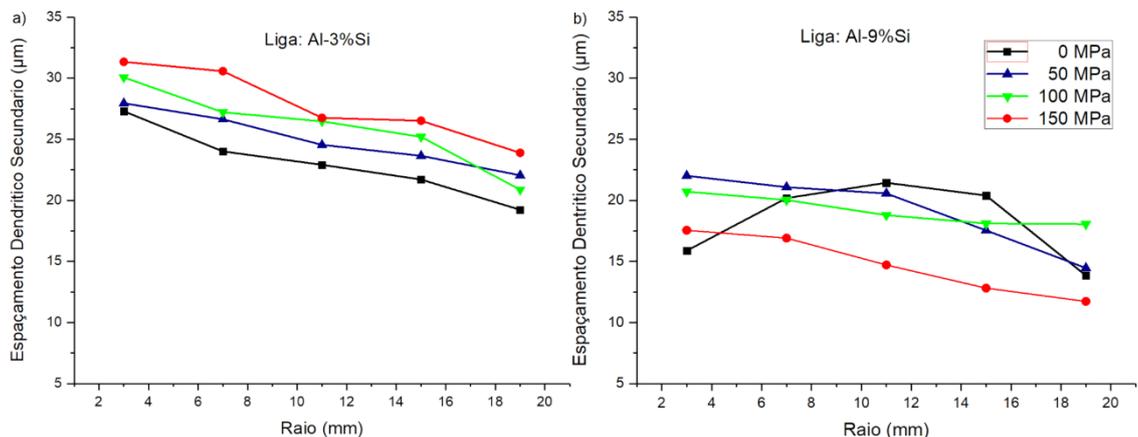


Figura 8 - Evolução do Espaço Dendrítico Secundários para cada pressão aplicada, em função do raio da amostra. a) Liga Al-3%Si, b) Liga Al-9%Si

Observa-se que há um aumento gradativo da microdureza HV ao longo do raio da amostra. Porém para a pressão de 150 MPa, não apresentou esse crescimento, no entanto, sua média permaneceu alta em relação às outras pressões, como mostra na Figura 4.14.

3.3 Microdureza e Macrodureza

As microdurezas das amostras para cada pressão aplicada estão representadas na Figura 9. Os pontos do eixo da abscissa são referentes aos pontos (a, b, c, d, e) da amostra estudada, como representado na Figura 3(b). Para a Liga Al-3%Si com aplicação de pressão de 150 Mpa não houve aumento significativo da microdureza em relação à amostra sem aplicação de pressão, porém para a Liga Al-9%Si há 7,4% de aumento na média da microdureza

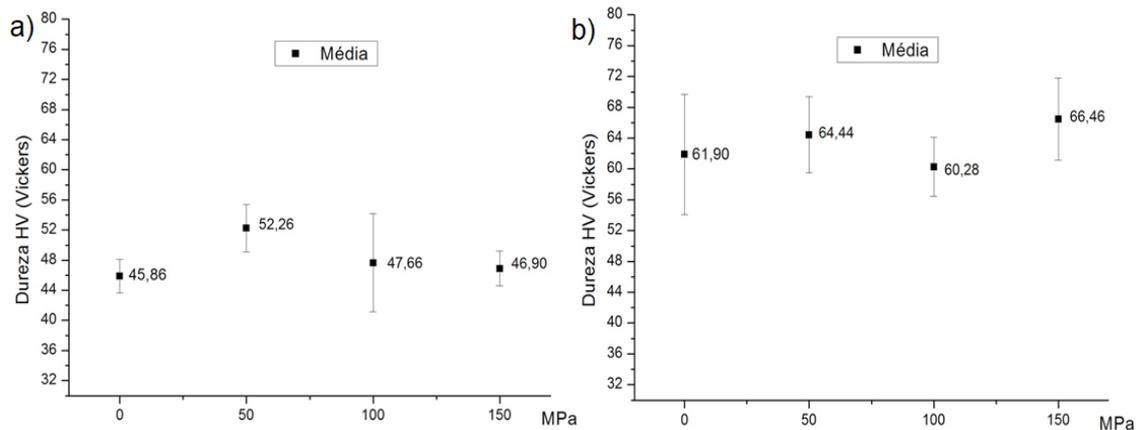


Figura 9 - Média e Desvio Padrão das microdurezas. a) Liga Al-3%Si, b) Liga Al-9%Si

Foram analisadas as Durezas das ligas Al-3%Si e Al-9%Si, nas mesmas regiões utilizadas para a microdureza. O tipo de ensaio utilizado foi o Brinell, com carga de 60 kgf, com uma duração de aplicação de 15 segundos. A média com seus respectivos desvios padrão estão representados nas Figuras 10 e Figura 11.

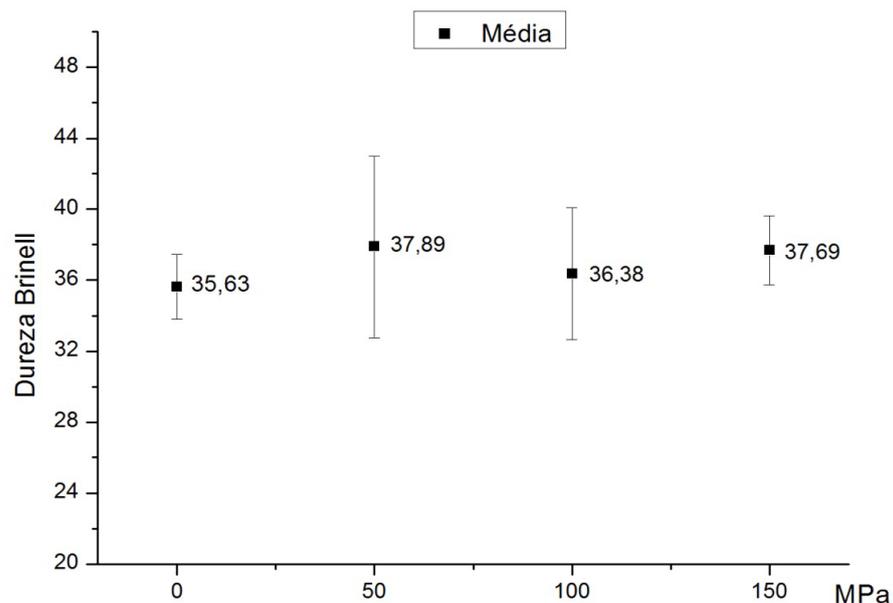


Figura 10 - Médias da Dureza das Ligas Al-3%Si, em função da pressão.

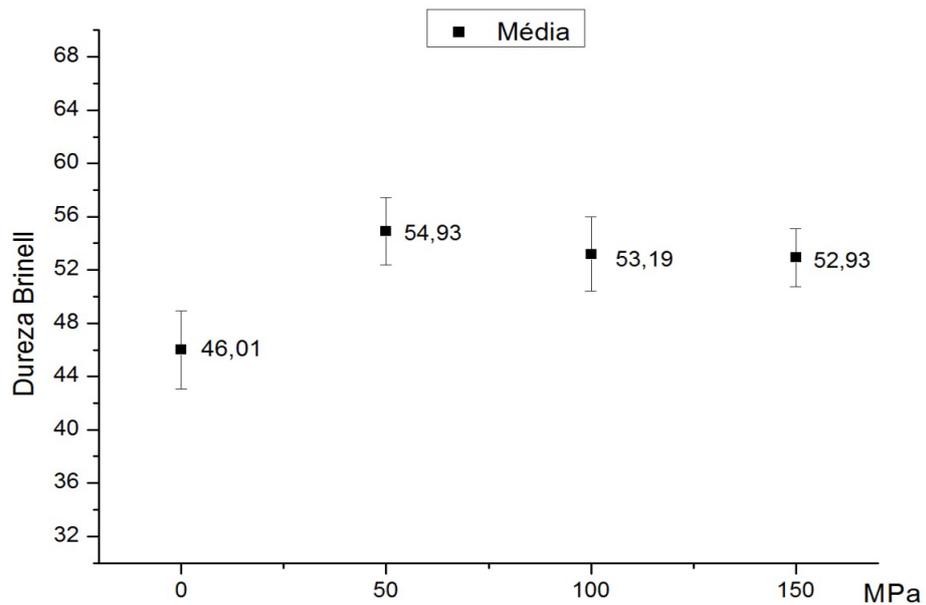


Figura 11 - Médias da Dureza das Ligas Al-9%Si, em função da pressão

4 | CONCLUSÕES

Com base nos resultados das análises realizadas do processo de fundição squeeze-casting, pode-se constatar que:

- A utilização de uma liga-mãe Al-Si e posterior refusão com Al puro mostrou-se um meio viável para assegurar a composição final das ligas;
- O processo squeeze-casting mostrou-se um processo viável para obtenção de lingotes de ligas Al-Si com propriedades mecânicas superiores aos obtidos por fundição convencional;
- As macroestruturas da liga Al-3%Si indicaram um refinamento significativo dos grãos com o aumento da pressão aplicada.
- A liga Al-9%Si, apresentou defeitos de fundição, e o refinamento da microestrutura não foi tão significativo como para a liga com Al-3%Si;
- A microdureza das ligas estudadas acompanha o comportamento do espaçamento dendrítico secundário;
- As ligas Al-3%Si e Al-9%Si apresentaram um valor máximo da dureza, para uma pressão de aplicação de 50 MPa, não se diferenciando consideravelmente para as pressões ambiente, 100 e 150 MPa;
- O silício tem forte influência na diminuição dos espaçamentos dendríticos secundários.

REFERÊNCIAS

- NAVEIRO, R.M., 2007, Setor de Fundição: aspectos econômicos, tecnológicos e organizacionais. Brasília, SENAI.
- Kanicki, D. P., Castings Advantages, Applications, and Market Size, IN.: American Society for Metals: ASM Handbook, vol 15, "Casting", 9a edition, pp. 37-45, 1988.
- Hu, H., Squeeze Casting of Magnesium Alloys and their Composites, J. Mater. Sci. 33, pp. 1579-1589, 1998.
- A. Maleki, B. Niroumand, A. Shafyei - Effects of squeeze casting parameters on density, macrostructure and hardness of LM13 alloy.
- SANTOS, C.A., QUARESMA, J.M.V., GARCIA, A., "Determination of transient interfacial heat transfer coefficients in chill mold castings", Journal of Alloys and Compounds, v. 319, n. 1, pp. 174-186, April, 2001.
- GARCIA, A., Solidificação: Fundamentos e Aplicações, 1ª edição, Campinas, Brasil, Ed. UNICAMP, 2001.
- Dorcic, J. L. and Verma, S. K., Squeeze Casting, IN.: American Society for Metals: ASM Handbook, vol 15, "Casting", 9a edition, pp. 323-327, 1988.
- M. Freitas, S. A. Pianaro, F. N. Nadal, S. M. Tebcherani, E. A. T. Berg., Preparação e caracterização de materiais compósitos SiC/caulim/Al via "squeeze-casting"
- HAMN, M.; TALIB, LA.; DAUD, A.R. Effect of element additions on wear property of eutectic aluminium-silicon alloys. 1996, WEAR, Vol 194, p.54-59.
- Chiaverini, V., Tecnologia Mecânica – Vol. 1, 1986.
- ROOY, E.L., Aluminum and Aluminum Alloys, 15 ed., 743-770, ASM Handbook, 1988.

AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE CEMENTANTES ATRAVÉS DA MEDIÇÃO DE MICRODUREZA VICKERS

Bernardo Rota

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Sul – Campus Ibirubá
Ibirubá – Rio Grande do Sul

Alisson Geovane Silva de Souza

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Sul – Campus Ibirubá
Ibirubá – Rio Grande do Sul

Annemarie Henker

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Sul – Campus Ibirubá
Ibirubá – Rio Grande do Sul

Daniel Amoretti Gonçalves

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Sul – Campus Ibirubá
Ibirubá – Rio Grande do Sul

RESUMO: A cementação é um tratamento termoquímico utilizado pela indústria metalúrgica e empregado principalmente em aços com baixo teor de carbono, que proporciona a um componente dureza e resistência na superfície e tenacidade no núcleo. O objetivo foi comparar a eficiência de três materiais cementantes diferentes: um cementador obtido no mercado destinado a este fim; grafite e grafite com CaCO_3 .

Para isto foi realizado tratamento termoquímico de cementação sólida em caixa, em corpos de prova cilíndricos de aço ABNT 1010 trefilado de 0,5 polegada. Os ensaios foram realizados em diferentes tempos de forno, três, seis e nove horas. As caixas foram confeccionadas e dimensionadas para esse experimento, as quais foram vedadas com argila para manter a concentração de carbono na atmosfera de cementação. Para a avaliação da profundidade da camada cementada foram medidos a dureza e o perfil de dureza, através de ensaios de microdureza Vickers e análise metalográfica. O composto comercial apresentou vantagens, conferindo maior dureza nas camadas próximas da superfície, bem como uma camada cementada maior em todos os tempos de forno, em relação aos outros cementantes.

PALAVRAS-CHAVE: cementação; microdureza Vickers; tratamento termoquímico.

ABSTRACT: Carburizing is a thermo-chemical treatment used by the metallurgical industry and used mainly in low carbon steels, which provides a hardness and surface strength and core tenacity component. The objective was to compare the efficiency of three different carburizing materials: a commercial carburizing material destined for this purpose; graphite and graphite with CaCO_3 . For this, a thermochemical treatment of pack carburizing was made on an

ABNT 1010 steel round workpieces with 0.5 inch of diameter. The tests were performed in different furnace times, three, six and nine hours. The boxes were prepared and sized for this experiment, which were sealed with clay to maintain the carbon concentration in the carburizing atmosphere. For the evaluation of the depth of case, the hardness and the depth hardness were measured by Vickers microhardness tests and metallographic analysis. The commercial carburizing presented advantages, giving greater hardness in the layers near the surface, a greater depth of case in all the times of furnace, in relation to the other carburizing materials.

KEYWORDS: carburizing; Vickers microhardness; thermo-chemical treatment.

1 | INTRODUÇÃO

A cementação pode ser definida como a introdução de carbono na camada superficial do aço através do processo de difusão (Ogata, 2003). Este processo considerado como um tratamento termoquímico, devido ao seu funcionamento em temperaturas altas, é normalmente aplicado em aços com um baixo teor de carbono (Lamim, 2016). O processo de cementação visa o endurecimento da superfície de aços com a modificação parcial da sua composição química estrutural através da difusão termoquímica de carbono. Neste processo o carbono presente no meio cementante se difunde para o interior da peça, modificando a estrutura até uma certa profundidade (Santos et al, 2017).

A difusão do carbono na superfície do aço faz com que seja criado um gradiente de concentração de carbono entre a superfície e o interior do material, desta forma, segundo Loguercio (2003), três fatores podem controlar a taxa de cementação: a reação de absorção de carbono na superfície, a difusão do carbono no metal e o meio cementante.

Esta difusão pode ser explicada pela segunda lei de Fick, descrevendo a difusão em estado não estacionário, que corresponde à equação diferencial parcial que descreve a taxa com que os átomos são redistribuídos em um material, por difusão. Dessa forma, o gradiente de concentração e o fluxo de difusão no interior do sólido variam conforme o tempo (Callister, 2016).

Após o processo de cementação de um aço, pode ser aplicado um tratamento térmico de têmpera, formando martensita de alto carbono na camada cementada (Giordani, 2012). Após a cementação seguida da têmpera, a camada de difusão promove alta dureza e uma melhora na resistência ao desgaste e à fadiga (Loguercio, 2003). A cementação de um aço com baixo índice de carbono pode fazer com que, após a realização do processo, o metal atinja um percentual máximo de carbono que varia de 0,8% a 1%. (Askeland, 2015; Parrish, 1999). Este processo é aplicado quando se deseja obter peças que irão sofrer esforços de tração, flexão e torção, efeitos de desgastes e fadiga. Alguns exemplos de peças cementadas são engrenagens,

mancais, brocas, eixos de comando de válvulas, etc.

O processo de cementação pode ser dividido em três tipos principais: a cementação em meio sólido, feita em caixa, a cementação em meio gasoso, feita em uma atmosfera rica em gases carburizantes, e a cementação em meio líquido, feita com o metal submerso em um sal fundido com substâncias que irão promover o enriquecimento do teor de carbono do material cementado (Barra, 2013).

A cementação em meio sólido ou em caixa é realizada com a colocação de uma peça dentro de uma caixa construída normalmente de aço. Dentro dessa caixa é depositado, junto à peça, misturas carburizantes compostas basicamente por carvão vegetal e ativadores, podendo ser carbonatos alcalinos ou alcalino-terrosos (Barra, 2013).

As caixas de cementação sólida conforme Metals Handbook (1991), não deve ser maior que o necessário. Se possível, deve ser estreita em pelo menos uma dimensão para promover o aquecimento uniforme do conteúdo. O espaçamento entre a tampa e a caixa deve ser mínimo, tendo um valor suficiente para impedir a entrada de ar e a queima do composto, mas não completamente selada a ponto de evitar a expulsão do excesso de gás gerado na caixa. As tampas que se encaixam muito frouxamente podem ser parcialmente seladas com cimentos à base de argila.

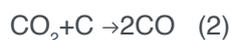
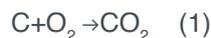
A caixa preparada com o cementante e o corpo de prova é colocada em um forno com uma temperatura entre 815° e 950°C. Com a alta temperatura, o oxigênio presente no ar combina-se com o carbono, que por sua vez acaba gerando dióxido de carbono (CO_2). Este dióxido de carbono se combina com o carbono gerando monóxido de carbono (CO), que irá difundir para o ferro, dando origem a cementita (Fe_3C) mais dióxido de carbono (Barra, 2013). A quantidade de carbono na camada cementada de uma peça está ligada diretamente a temperatura de trabalho do processo, sendo que para se obter um maior teor de carbono na camada superficial da peça, maior deve ser a temperatura empregada no processo (Pereira, 2011).

Conforme Metals Handbook (1991), a formação de monóxido de carbono é reforçada por energizantes ou catalisadores, tais como carbonato de bário (BaCO_3), carbonato de cálcio (CaCO_3), carbonato de potássio (KCO_3) e carbonato de sódio (NaCO_3), que estão presentes no composto de cementação. Esses energizadores facilitam a reação do CO_2 com carbono para formar CO. Assim, em um sistema fechado, a quantidade de energizadora não muda. A difusão continua enquanto houver carbono suficiente para reagir com o excesso de CO_2 . Os compostos de cementação comerciais contêm 10 a 20% de carbonatos de metais alcalinos ou alcalino-terrosos ligados a carvão vegetal de madeira dura ou a coque através de óleo, alcatrão ou melação.

Abaixo as reações químicas do processo de cementação sólida em caixa, conforme Chiaverini (2002). É importante ressaltar que a formação do Fe_3C não se trata de uma reação química, pois não ocorre a ligação química entre os elementos, o que acontece é a difusão do carbono para dentro da estrutura cristalina do ferro,

ocupando espaços intersticiais e lacunas, ou seja, há a deposição de carbono na peça cementada.

A temperaturas elevadas, o carbono reage com oxigênio do ar, conforme Eq. (1). O CO_2 reage com o carbono do carvão incandescente, Eq. (2). O CO reage com o ferro, Eq. (3), e o CO_2 originado reage novamente com o carbono do carvão, continuando o processo.



O gás formador da cementita (Fe_3C) é o CO, em uma cementação sólida, propiciando a difusão do carbono no aço. Enquanto o CO_2 irá retirar o Carbono do aço, fazendo uma descarbonetação, o que é indesejável no processo de cementação pois trata-se do processo contrário ao pretendido.

O oxigênio é fundamental para o processo, pois irá realizar o transporte de carbono até a peça na forma de CO, porém se colocado em excesso causará a redução da camada cementada, ocasionando também problemas relacionados a alta temperatura que irá elevar a pressão dentro da caixa de cementação se esta estiver bem vedada, ou em caso de uma vedação deficiente ocasionará a fuga do oxigênio e de outros gases como o CO, o que é indesejável para o tratamento de cementação. O ativador (CaCO_3), ou outro carbonato alcalino ou alcalino terroso, aumenta o fornecimento de CO, Eq. (4).



Segundo Pereira (2013), o processo de cementação pode apresentar algumas vantagens, como por exemplo: a possibilidade de utilizar uma ampla variedade de fornos devido a não exigência de uma atmosfera controlada; os equipamentos para o desenvolvimento do processo possuem um custo relativamente baixo; é eficiente e barato para o processamento de pequenos lotes.

2 | METODOLOGIA

Foi realizada uma cementação sólida em caixa, utilizando três diferentes cementantes, com três tempos de forno, após o tratamento foi medida a dureza na escala Vickers (HV) e realizados ensaios de metalografia, baseados nos procedimentos

descritos em Colpaert (2008), para verificar visualmente o resultado do tratamento.

O material empregado nos corpos de prova (CP) foi o aço ABNT 1010 trefilado com uma geometria cilíndrica com 0,5 polegada de diâmetro e 30mm de comprimento. Para o processo de cementação em caixa foram confeccionadas 9 caixas em aço. De modo a melhorar a vedação, foi empregada argila para isolar o interior das caixas de cementação do contato com a atmosfera.

Para a confecção das caixas, usou-se um tubo quadrado de dimensões 100mm X 64mm X 64mm com uma chapa de dimensões 80mm X 80mm X 5mm soldada em sua base, como mostra a Fig. (1). A caixa possui um sistema de abertura na forma de gaveta com um rasgo de 5,5mm X 58mm onde é colocado uma chapa de 90mm X 57,5mm X 5mm. Para a vedação da caixa colocou-se argila em todas as frestas da abertura, conforme Fig. (2). As caixas foram dimensionadas para ser acomodadas no forno, possuírem o mesmo volume de cementante e conter apenas 1 corpo de prova em cada caixa. As caixas foram identificadas e colocadas no forno conforme o tempo de tratamento, com uma caixa para cada cementante. Tal construção possibilita aos CPs um mesmo gradiente de temperatura.

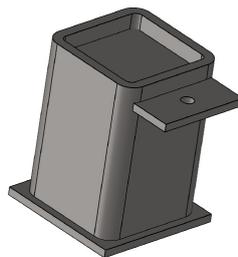


Figura 1. Desenho da caixa



Figura 2. Caixas para a cementação

Foi utilizado um forno de resistência elétrica da marca Soldatel modelo INFINIT TT-150. A temperatura de cementação foi de 965°C com uma variação $\pm 5^\circ\text{C}$. Essa temperatura foi definida de forma a garantir a austenitização do material tendo em vista possível erro do termostato do forno. A variação de $\pm 5^\circ\text{C}$ foi ajustada conforme o recomendado no Metals Handbook (1991).

Para o experimento foram usados três cementantes diferentes: grafite; grafite com 20% de CaCO_3 ; composto comercial destinado à esta finalidade. Estes cementantes

foram usados em três tempos de forno diferentes. Com isso os tratamentos foram identificados e organizados conforme Tab.1, onde as letras identificam o cementante e os números o tempo de forno. Aos serem retirados do forno os CPs sofreram uma têmpera em água.

Identificação	Cementante	Tempo (horas)
A1	Composto comercial	3
B1	Grafite com 20% de $CaCO_3$	3
C1	Grafite	3
A2	Composto comercial	6
B2	Grafite com 20% de $CaCO_3$	6
C2	Grafite	6
A3	Composto comercial	9
B3	Grafite com 20% de $CaCO_3$	9
C3	Grafite	9

Tabela 1. Identificação dos tratamentos

O perfil de microdureza foi medido com base na norma ISO 2639 utilizando um microdurômetro da marca DIGIMESS modelo HV-100, na escala Vickers (HV). O perfil de medição teve um espaçamento de 0,20mm entre cada indentação, iniciando sempre a 0,20mm da borda do CP, com uma carga de 0,3Kgf, estendendo-se por 2,00mm em direção ao centro do CP. A profundidade da camada cementada é determinado pela dureza de 550HV, conforme orienta norma ISO 2639. Quando esse valor de dureza ficou entre dois pontos medidos, utilizou-se o método da interpolação para a obtenção da profundidade. Em virtude dos recursos limitados, não foi possível realizar a medição da microdureza em um maior número de pontos com repetição.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nos tratamentos realizados com 3h de forno, conforme mostra a Fig. (3), obteve-se uma dureza de 890HV, no tratamento com um composto comercial (A1) na camada a 0,20mm da borda. Este valor representa um aumento de cerca de 456% vezes na dureza em relação ao aço ABNT 1010 sem tratamento. No CP B1 o valor da dureza neste ponto foi de 220HV e no C1 432HV. A camada cementada no CP A1 foi aproximadamente de 0,88mm. No B1 e C1 não houve camada cementada, conforme critério adotado que estabelece o limite da camada cementada no ponto com dureza de 550HV. Pode-se perceber que a partir do ponto de 1,20mm de profundidade a dureza do CP possui tendência de apresentar a mesma dureza por volta da grandeza de 400HV.

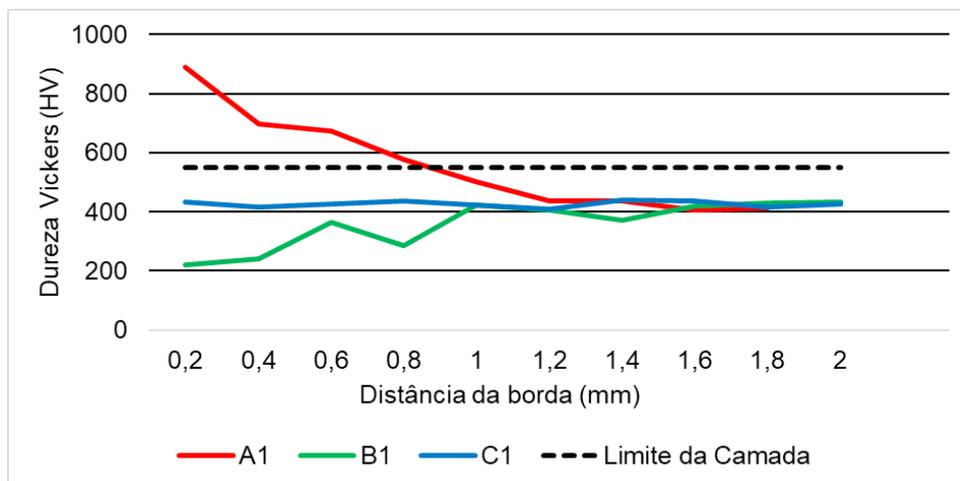


Figura 3. Dureza X Profundidade, Tempo de 3h

Com os tratamentos de 6h, como mostra Fig. (4), a 0,20mm da borda obteve-se uma dureza de 908HV no CP A2, de 673HV no B2 e de 634HV no C2. A profundidade da camada cementada foi de 1,77mm para A2, 0,68mm para B2 e 0,58mm para C2. Entre esses tratamentos houve um aumento de dureza de 235HV do A2 em relação ao B2, 274HV de A2 para C2 e de 39HV de B2 para C2. Os ganhos em relação à camada cementada foi de 1,09mm de A2 para B2, 1,19mm de A2 para C2 e 0,10mm de B2 para C2.

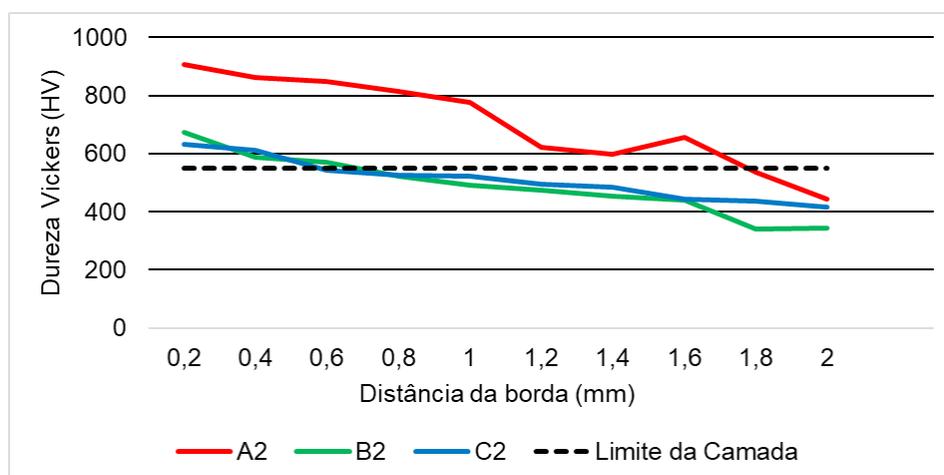


Figura 4. Dureza X Profundidade, Tempo de 6h

Nos tratamentos com 9h de forno, Fig. (5), à 0,20mm da borda mediu-se uma dureza de 856HV pra A3 e 763HV tanto para B3 quanto para C3. A camada cementada foi de 1,90mm para A3, 1,14mm para B3 e 1,15mm para C3. Entre esses houve um aumento de dureza, a 0,20mm da superfície, de 92HV tanto de A3 para B3 quanto de A3 para C3. Entre B3 e C3 não houve diferença significativa. O aumento da profundidade da camada cementada foi de 0,75mm tanto de A3 para B3 quanto de A3 para C3, entre B3 e C3 não houve diferença.

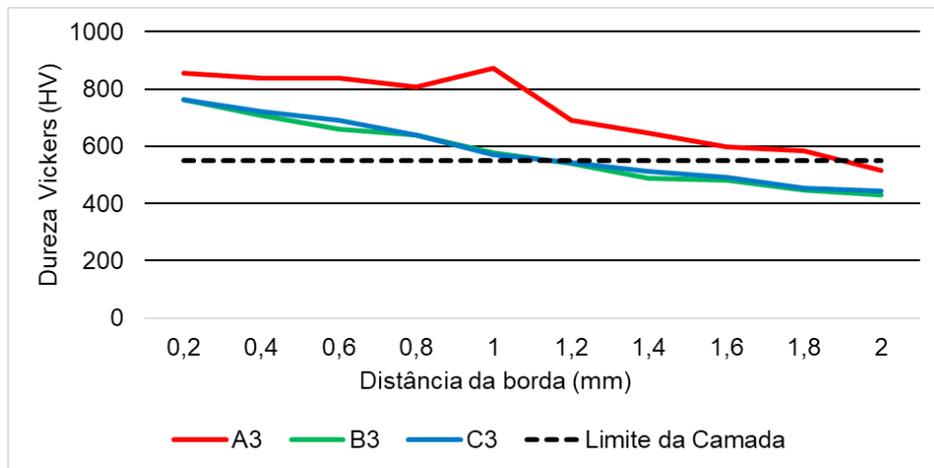


Figura 5. Dureza X Profundidade. Tempo de 9h

A Figura 6 mostra a espessura da camada cementada em relação ao tempo de tratamento. Entre o tempo de 6h e 9h a diferença da camada cementada entre os cementantes começa e diminuir. Porém, é evidente a maior eficiência do composto comercial, o qual atingiu um valor de camada com 0,88mm em 3h, 1,77mm em 6h e 1,9mm em 9h. A Figura 7 mostra uma imagem metalográfica do CP A3, ampliada em 5X e atacada com Nital 3% por 10 segundos, onde observa-se nitidamente a camada cementada.

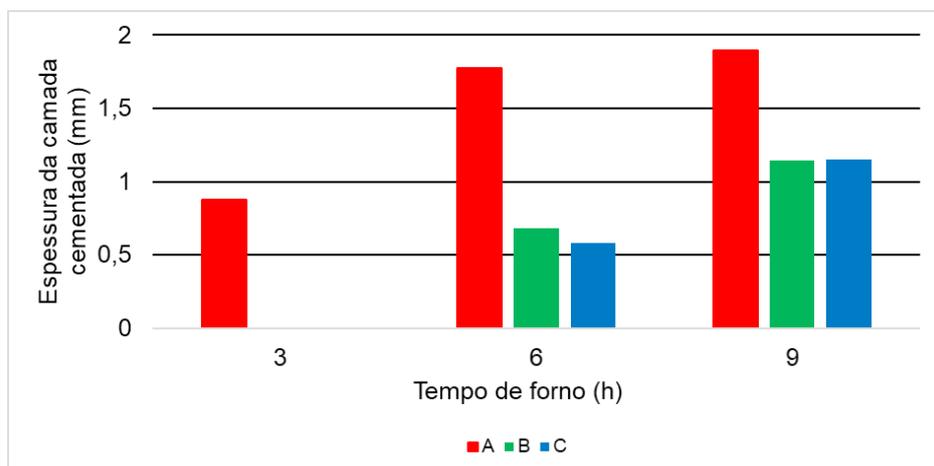


Figura 6. Profundidade X Tempo

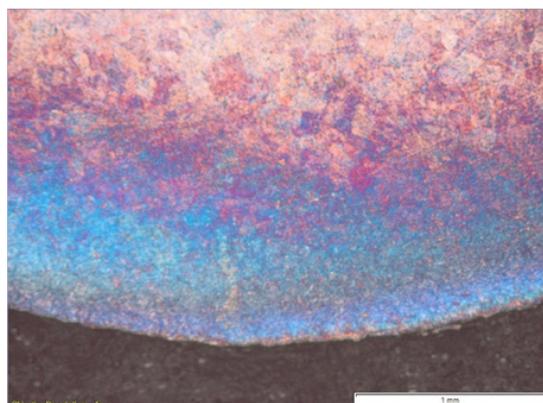


Figura 7. CP A3 atacado com Nital 3% por 10s ampliado 5X

4 | CONCLUSÃO

A cementação efetuada com o composto comercial apresenta vantagens que podem ser observadas nos resultados do experimento, conferindo uma dureza maior nas camadas próximas da superfície, bem como uma camada cementada com maior profundidade em todos os tempos de forno. Outra constatação do experimento é que não foi apresentada diferenças relevantes entre o uso de grafite com ou sem 20% de carbonato de cálcio, como compostos cementadores. A análise da eficiência dos cementantes poderia ser mais completa apresentando dados sobre a variação da camada cementada, assim como uma análise estatística, o que não foi possível realizar em virtude da falta de recursos. A análise estatística evitaria os dados discrepantes do CP B1 que apresentou um aumento de dureza da borda para o centro do CP, fato sobre o qual não foi encontrado hipótese. O experimento também corrobora o uso da cementação sólida em caixa para a finalidade a qual é recomendada conforme a análise apresentada da dureza e profundidade de camada.

5 | AGRADECIMENTOS

Agradecimentos aos professores e técnicos do IFRS – Campus Ibirubá. Agradecimento à empresa Vence Tudo em especial ao coordenador do setor de qualidade o sr. João Chagas.

REFERÊNCIAS

ASKELAND, D. R.; WRIGHT, W. J. **Ciência e Engenharia dos Materiais**. 2 Ed. São Paulo: Cengage CTP, 2014.

ASM International, **Metals Handbook**, Ninth Edition, Volume 16, Machining.

BARRA, G. C. P. **Estudo de viabilidade técnica e econômica de troca de processo de cementação em linha industrial de tratamento térmico**. 2013. 69 f. TCC (Graduação) - Curso de Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2013.

CALLISTER, William D.; RETHWISCH, David G.. **Ciência e engenharia de materiais: uma introdução**. 9 ed. - Rio de Janeiro: LTC, 2016.

VICENTE, Chiaverini. **Aços e ferros fundidos**. 7 ed. São Paulo: ABM, 2002.

COLPAERT, Hubertus. **Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns**. 4 ed. São Paulo: Blucher, 2008.

GIORDANI, T. **Avaliação metalúrgica e mecânica de aços cementados e temperados de forma convencional e intensiva**. 2012. 106f. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

LAMIM, T. S. **Cementação e nitretação-cementação a plasma em baixa temperatura em ferro**

puro sinterizado. 2016. 121 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Ciência e Engenharia de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Florianópolis, 2016.

LOGUERCIO, J. F. C. **Desenvolvimento de um aço SAE 5115 microligado ao Nióbio para cementação a alta temperatura.** 2003. 193 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.

OGATA, H. T. S. **Determinação da influência das tensões residuais nas propriedades de fadiga em aço sae 8620 processado com diferentes profundidades de camada de cementação.** 2003. 143 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Programa Interdisciplinar de Pós-graduação, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2003.

PARRISH, G. **Carburizing.** Materials Park, Ohio: ASM International, 1999.

PEREIRA, K. G. **Relatório estágio curricular ii.** Jaraguá do Sul, 2011. 30 p.

SANTOS, G. P.; CAETANO, V. G.; KIECKOW, F. **Cementação sólida no aço sae 8620.** Xxviii Congresso Regional de Iniciação Científica e Tecnológica em Engenharia, Ijuí, v. 1, n. 1, p.1-4, nov. 2017.

DECLARAÇÃO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material impresso contido neste artigo.

ESTIMATIVA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA DO POLIESTIRENO EXPANDIDO USANDO O MÉTODO DO FIO QUENTE

Alisson Augusto Azevedo Figueiredo

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Jefferson Gomes do Nascimento

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Luís Henrique da Silva Ignácio

Instituto Federal Goiano
Rio Verde – Goiás

Vinicius Soares Medeiros

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Fernando Costa Malheiros

Universidade Estadual de Minas Gerais
Ituiutaba – Minas Gerais

Henrique Coelho Fernandes

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Ciência da Computação
Uberlândia – Minas Gerais

Gilmar Guimarães

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

um material. Diversas técnicas existentes na literatura são utilizadas na determinação da condutividade térmica, sendo que para materiais isolantes térmicos, o método do fio quente é a técnica mais utilizada. O objetivo deste trabalho é realizar a estimativa experimental da condutividade térmica do poliestireno expandido usando o método do fio quente. Os resultados obtidos foram satisfatórios quando comparados com valores de referência na literatura.

PALAVRAS-CHAVE: condutividade térmica, método do fio quente, experimento, poliestireno expandido.

ABSTRACT: Thermal conductivity is one of the most important physical properties of a material. Several techniques found in the literature are used in the determination of the thermal conductivity. For thermal insulation materials, the hot wire method is the most commonly used technique. The objective of this work is estimated experimental thermal conductivity of the expanded polystyrene using the hot wire method. The results obtained were satisfactory when compared with reference values in the literature.

KEYWORDS: thermal conductivity, hot wire method, experimental, expanded polystyrene.

RESUMO: A condutividade térmica é uma das propriedades físicas mais importante de

1 | INTRODUÇÃO

A condução de calor é um problema em diversos casos de engenharia. Sendo a condutividade térmica uma das propriedades físicas mais importante de um material. Em muitos processos que envolvem temperaturas extremas, como em isolamento térmico de fornos industriais ou câmaras frigoríficas, necessita-se do uso de materiais de baixa condutividade térmica para a diminuição da perda de calor pelas paredes.

A determinação experimental da condutividade térmica apresenta algumas dificuldades e requer alta precisão. Existem diversas técnicas na literatura capazes de determinar esta propriedade física. Sendo que o método mais utilizado atualmente para materiais isolantes térmicos é o método do fio quente (SANTOS, 2002).

O método do fio quente foi utilizado pela primeira vez por Haupin (1960) na determinação da condutividade térmica de materiais cerâmicos. Diversos outros autores aplicaram a técnica em diferentes problemas. A norma DIN 51046 estabelece que a técnica é capaz de medir condutividade térmica até 25 W/(mK) (SANTOS, 1988).

Este trabalho visa a estimativa experimental em laboratório da condutividade térmica do poliestireno expandido (EPS) usando o método do fio quente.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

O método do fio quente é uma técnica transiente baseada na medida da variação de temperatura de uma fonte linear de calor embutida no material a ser testado. Considera-se que o calor gerado pela fonte é constante e uniforme ao longo do comprimento do corpo de prova. A partir da variação de temperatura, em um intervalo de tempo conhecido, calcula-se a condutividade térmica da amostra (GRAVENA *et al.*, 2010).

A Figura 1 apresenta a montagem esquemática para o método do fio quente. A técnica foi realizada com a inserção de uma fonte de calor (fio de níquel-cromo) no centro da amostra de EPS. O “fio” tem a função de dissipar calor por efeito Joule. Um termopar tipo K é inserido entre fonte de calor e a mostra para medir a temperatura do experimento.

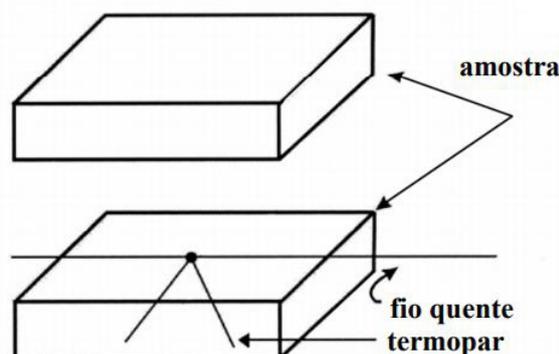


Figura 1. Modelo esquemático do método do fio quente (SANTOS, 2002).

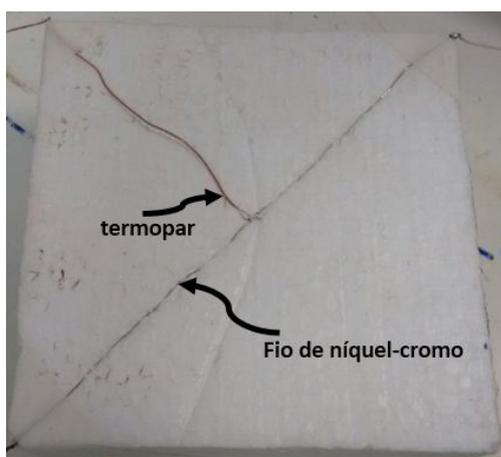
A partir da variação da temperatura, devido ao fluxo imposto, ao longo de um intervalo de tempo conhecido, é possível estimar a condutividade térmica da amostra por Santos (2002).

$$T = \frac{q''}{4\pi k} \left(\ln \frac{4\alpha t}{r^2} - \gamma \right) \quad (1)$$

onde T é a temperatura medida em °C, q'' é o fluxo de calor imposto em W/m², k é a condutividade térmica do material em W/(mK), α é a difusividade térmica do material em m²/s, t é o tempo do experimento em s, r é o raio do fio quente em m e γ é a constante de Euler igual a 0,577215...

A Eq. (1) mostra que a temperatura próxima ao fio quente é proporcional ao logaritmo do tempo, e a condutividade térmica do meio está contida na constante de proporcionalidade. Isso indica que a condutividade térmica pode ser calculada a partir do coeficiente angular da reta do gráfico (Temperatura x Logaritmo do tempo). Como a fonte de calor não é ideal, e existe uma resistência de contato entre o fio e a amostra, o trecho inicial da curva não é linear, e portanto não deve ser considerado no cálculo da condutividade térmica.

A Figura 2 apresenta a montagem experimental realizada em laboratório para a estimativa da condutividade térmica do EPS. Um fio de níquel-cromo (1,5 Ω) com comprimento de 214 mm e diâmetro de 0,361 mm foi inserido entre duas peças de EPS, cada uma com dimensões 153 x 150 x 73,5 mm. Acima das amostras foi colocado uma carga para aumentar o contato entre os componentes. O fio de resistência foi alimentado com uma tensão de 0,496 V, ocasionando assim uma potência gerada de 0,164 W. O termopar tipo K foi utilizado para a aquisição das temperaturas a cada 1 s durante o aquecimento.



Fio quente e termopar

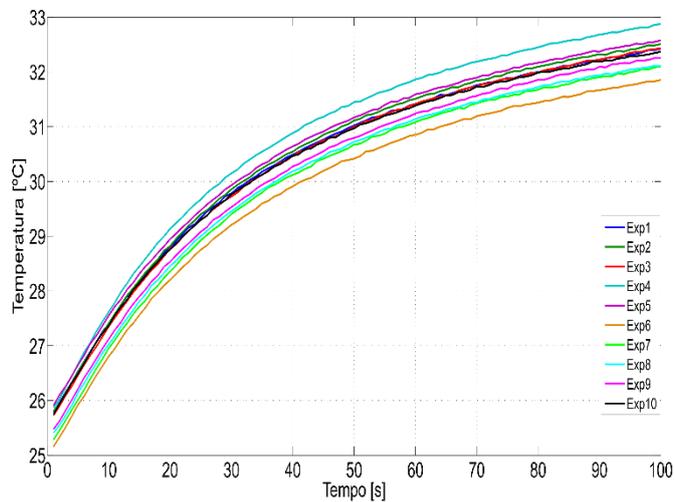


(b) Amostra de EPS

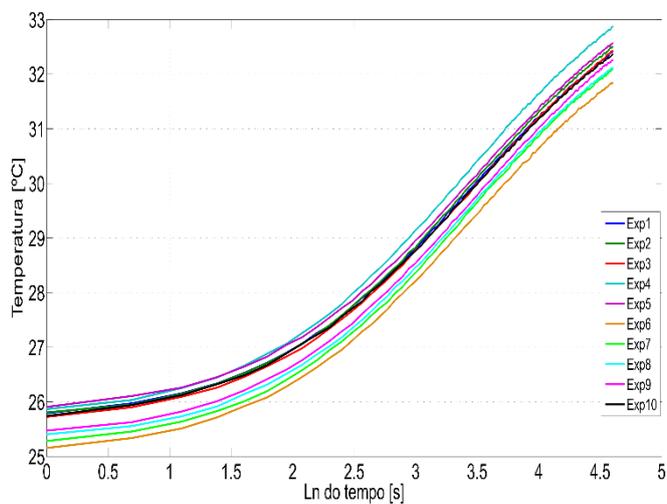
Figura 2. Montagem experimental do método do fio quente.

3 | RESULTADOS

A Figura 3(a) apresenta as temperaturas obtidas no termopar durante o intervalo de 100 s para os 10 experimentos realizados. Observa-se que as curvas de temperaturas possuem valores diferentes, isso porque os experimentos iniciaram com temperaturas distintas. A Figura 3(b) apresenta o gráfico do logaritmo natural do tempo com as temperaturas medidas nos experimentos.



(a) Tempo x Temperatura



(b) Logaritmo natural do tempo x Temperatura

Figura 3. Temperaturas experimentais no EPS.

O próximo passo é obter o coeficiente angular do gráfico da Fig. 3(b). A faixa considerada linear neste gráfico inicia-se no logaritmo natural do tempo igual a 3,5 s. Substituindo o coeficiente angular obtido em cada experimento na Eq. (1), conhecendo o fluxo de calor gerado que é a potência gerada dividido pelo comprimento do fio, obtém-se o valor do coeficiente de condutividade térmica para cada experimento. A Figura 4 apresenta os resultados para essas estimativas.

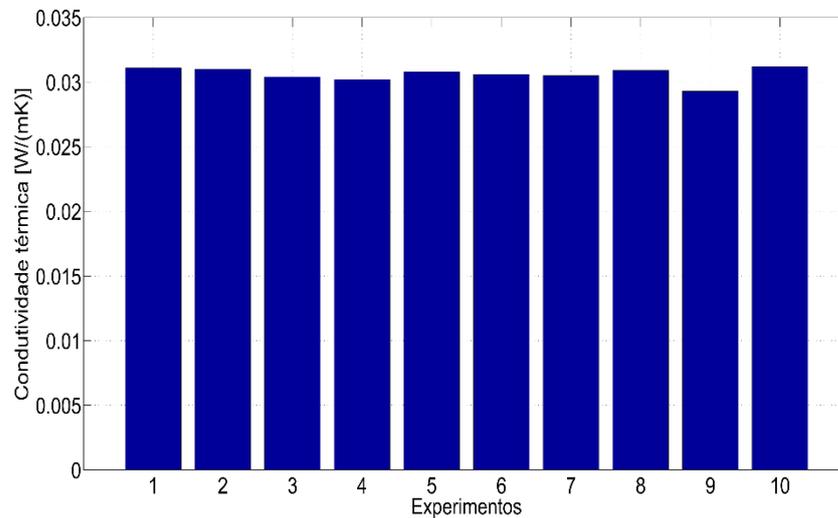


Figura 3. Estimativa experimental da condutividade térmica do EPS.

A média obtida para a condutividade térmica foi de $0,0306 \text{ W/(mK)}$ $0,0006$. A Associação Brasileira do Poliestireno Expandido informa que o coeficiente de condutividade térmica do EPS varia de $0,35$ a $0,42 \text{ W/(mK)}$. Portanto, o valor obtido nos experimentos se aproxima dos valores conhecidos. Porém, é importante destacar que esta propriedade é dependente do tipo de fabricação do material, tornando o seu valor impreciso.

4 | CONCLUSÃO

Os resultados obtidos para a estimativa do coeficiente de condução de calor do poliestireno expandido usando o método do fio quente foram satisfatórios. Conforme a literatura, esta técnica possui simplicidade na sua aplicação, mas deve-se avaliar a razão entre o comprimento do fio e o seu diâmetro, que neste trabalho foi de aproximadamente 600, tornando o experimento válido para o uso do método.

REFERÊNCIAS

Gravena, D. A., dos Santos Carollo, L. F., de Lima e Silva, S. M. M. Caracterização térmica de polímeros usando o método do fio quente. 2010.

Hauptin, W. E. Hot wire method for rapid determination of thermal conductivity. Am. Ceram. Soc. Bull, 39, 139–141, 1960.

SANTOS, W. N. D. Contribuição ao estudo da condutividade térmica do material cerâmico concreto refratário utilizando a técnica de fio quente com ajuste por regressão, 1988.

SANTOS, W. N. D. The hot wire method: the hot wire parallel technique and the hot wire surface technique. Cerâmica, 306 (48), 2002.

PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DE NANOFLUIDOS TiO_2

Letícia Raquel de Oliveira

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Stella Rodrigues Ferreira Lima Ribeiro

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Química
Uberlândia – Minas Gerais

David Fernando Marcucci Pico

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Alessandro Augusto Olimpio Ferreira Vittorino

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Enio Pedone Bandarra Filho

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

RESUMO: Nanofluidos são suspensões coloidais com nanopartículas dispersas em fluidos trocadores de calor como a água, óleo e etilenoglicol. Esses fluidos tecnológicos vem sendo bastante estudados nos últimos anos devido ao seu potencial em aplicações em transferência de calor. Neste trabalho estudou-se a síntese e caracterização de nanofluidos

com nanopartículas de TiO_2 funcionalizadas com polivinil álcool (PVA) em água e em óleo mineral como fluidos base. Foram medidas a condutividade térmica e viscosidade dos mesmos, sob temperaturas de 20 a 50°C e faixa de concentração de 0,00125 a 0,1% em volume. Os incrementos obtidos para a condutividade térmica foi de 4,9% para a concentração volumétrica de 0,01% para os nanofluidos com base em óleo mineral, e incremento máximo na condutividade térmica de 6,1% para a concentração 0,05% na temperatura de 40°C para o fluido base água. Com relação à viscosidade, para os nanofluidos com água o máximo incremento na viscosidade foi de 2,3% para a concentração de 0,05% na temperatura de 50°C, e para os nanofluidos base óleo 1,0% foi o máximo incremento obtido para a maior concentração (0,01% vol.) na temperatura de 20°C.

PALAVRAS-CHAVE: nanofluidos, síntese, condutividade térmica, viscosidade

ABSTRACT: Nanofluids are colloidal suspensions with nanoparticles dispersed in heat-exchanging fluids such as water, oil and ethylene glycol. These technological fluids have been well studied in recent years due to their potential in heat transfer applications. In this work we studied the synthesis and characterization of nanofluids with TiO_2 nanoparticles functionalized

with polyvinyl alcohol (PVA) in water and mineral oil as base fluids. Thermal conductivity and viscosity were measured at temperatures of 20 to 50°C and concentration range of 0.00125 to 0.1% by volume. The thermal conductivity increases were 4.9% for the volumetric concentration of 0.01% for the mineral oil based nanofluids and the maximum increase in thermal conductivity of 6.1% for the 0.05% concentration in the temperature of 40°C for the water-based fluid. With respect to viscosity, for the nanofluids with water the maximum increase in viscosity was 2.3% for the concentration of 0.05% at the temperature of 50°C, and for the oil base nanofluids 1.0% was the maximum increment obtained at the highest concentration (0.01 vol%) at a temperature of 20°C.

KEYWORDS: nanofluids, synthesis, thermal conductivity, viscosity

1 | INTRODUÇÃO

O conceito “nanofluido” foi criado por Choi et al. em 1995 para caracterizar suspensões coloidais como uma nova classe de fluidos que contém nanopartículas dispersas em fluidos trocadores de calor como a água, óleo e etilenoglicol. Com a criação dos nanofluidos, muitas pesquisas começaram a ser desenvolvidas, como por exemplo: Eastman et al. (2001), Murshed et al. (2008) e Saidur et al. (2011), objetivando a sua aplicação em transferência de calor principalmente pela melhoria em suas propriedades térmicas.

Os nanofluidos são complexos e requerem uma cuidadosa preparação a fim de garantir a melhora da condutividade térmica proporcionada pela adição das nanopartículas. Por isso, a síntese de nanofluidos não é apenas “uma mistura de um sólido em um líquido trocador de calor”. Para a síntese de nanofluidos, os principais métodos empregados são o de “Um passo” e o de “Dois passos”. Outra etapa muito importante no estudo de nanofluidos é a caracterização dos mesmos. Consiste no levantamento das propriedades específicas tanto das nanopartículas quanto dos nanofluidos já sintetizados, fundamentais para avaliar a performance desses na transferência de calor. O primeiro passo para a caracterização é quantificar a composição, o tamanho e concentração das nanopartículas. Para isso existem muitas ferramentas como DRX (dispersão de raios X), microscopia eletrônica de transmissão e varredura (TEM e SEM), espalhamento de luz dinâmica (DLS), espectroscopia infravermelho (FT-IR), espectroscopia Raman, UV-vis, potencial zeta, sendo esses alguns dos métodos mais utilizados para a caracterização das nanopartículas e nanofluidos. Além desses, a caracterização da condutividade térmica e da viscosidade dos nanofluidos é essencial antes da sua aplicação em transferência de calor (Oliveira et al. 2017).

Buongiorno et al. (2009) com o objetivo de medir a condutividade de variados tipos de nanofluidos, realizou uma série de medições em diversos centros de pesquisa por todo o mundo. Nesse estudo foi comprovado que os resultados para condutividade térmica encontrados pelos vários pesquisadores ficaram dentro de uma faixa de

desvio de $\pm 10\%$, mostrando a importância da caracterização da condutividade térmica e evidenciando que o seu incremento aumenta com o aumento da concentração de nanopartículas e razão de aspecto.

Por fim, a aplicação dos nanofluidos em trocas térmicas é, senão a mais importante, a mais estudada finalidade para os mesmos. No que tange a pesquisa hoje, os nanofluidos são produzidos são ensaiados em bancadas experimentais de avaliação de perda de carga (Gomez et al. 2017), bombeamento e escoamento (Gomez et al. 2015), desempenho termohidráulico e troca térmica, além de aplicações como nanolubrificantes, em sistemas de refrigeração (Vasconcelos et al. 2017) e em painéis solares de conversão fototérmica (Bandarra Filho et al. 2014).

Este trabalho tem como objetivo avaliar a síntese e a caracterização de nanofluidos de TiO_2 funcionalizados com PVA (polivinil álcool) em água e em óleo mineral. Para isso, foram medidas as propriedades termofísicas desses nanofluidos: condutividade térmica e viscosidade sob variadas temperaturas ($20\text{-}50^\circ\text{C}$) e faixa de concentração de $0,00125$ a $0,1\%$ em volume.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

A preparação dos nanofluidos é um passo muito importante no uso das nanopartículas para melhorar a condutividade térmica. Existem dois métodos de produção que são mais utilizados, o método de um passo e o método de dois passos, sendo o de dois passos o utilizado para o desenvolvimento dos nanofluidos estudados. A síntese dos nanofluidos consistiu na dispersão das nanopartículas nos fluidos de base (água destilada e óleo mineral) e pela homogeneização por sonicação ou alta pressão, como mostra a Figura 1.

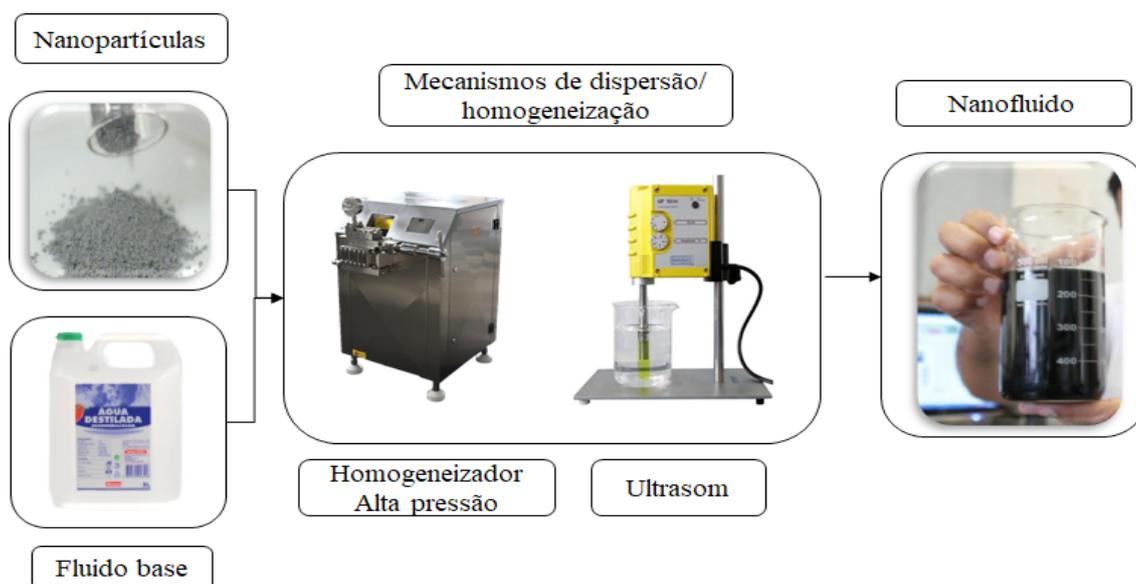


Figura 1: Esquema representativo do método de Dois Passos para a síntese de nanofluidos.

A caracterização das nanopartículas foi feita utilizando imagens de TEM e SEM para a visualização das formas das nanopartículas. Com relação ao nanofluidos produzidos, esses foram caracterizados de forma a se obter suas propriedades termofísicas: viscosidade e condutividade térmica. Para isso foram utilizados um viscosímetro da marca Anton Paar SVM 3000 e um condutímetro THB-1 da Linseis. A Figura 2 mostra em (a) a foto do aparato de medição de condutividade e em (b) uma foto do viscosímetro utilizado.

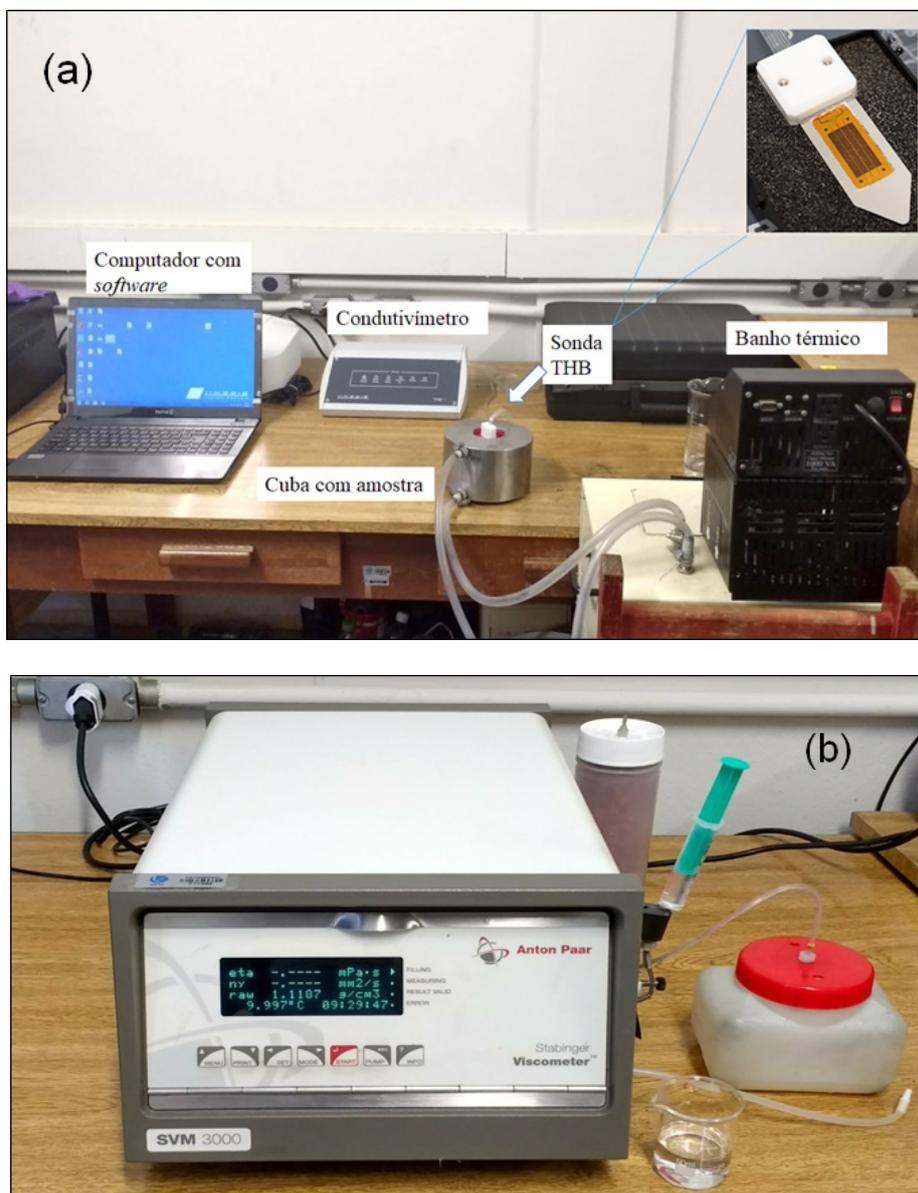


Figura 2: (a) foto do aparato experimental de medição de condutividade térmica, (b) foto do viscosímetro SVM 3000.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados obtidos mostraram que a adição de nanopartículas de TiO_2 na água e no óleo mineral incrementaram a condutividade térmica dos nanofluidos sem comprometer a viscosidade dos mesmos. Foram encontrados incrementos na condutividade térmica de 4,9% para a concentração volumétrica de 0,01% para os

nanofluidos com base em óleo mineral. Já para os com base em água, o incremento máximo na condutividade térmica foi de 6,1% para a concentração 0,05% na temperatura de 40°C. Com relação à viscosidade, para os nanofluidos de base água o máximo incremento na viscosidade foi de 2,3% para a concentração de 0,05% na temperatura de 50°C, e para os nanofluidos base óleo 1,0% foi o máximo incremento obtido para a maior concentração (0,01% vol.) na temperatura de 20°C.

As Figuras 3 e 4 apresentam os resultados para (a) condutividade térmica, (b) viscosidade para os nanofluidos e (c) foto dos nanofluidos preparados.

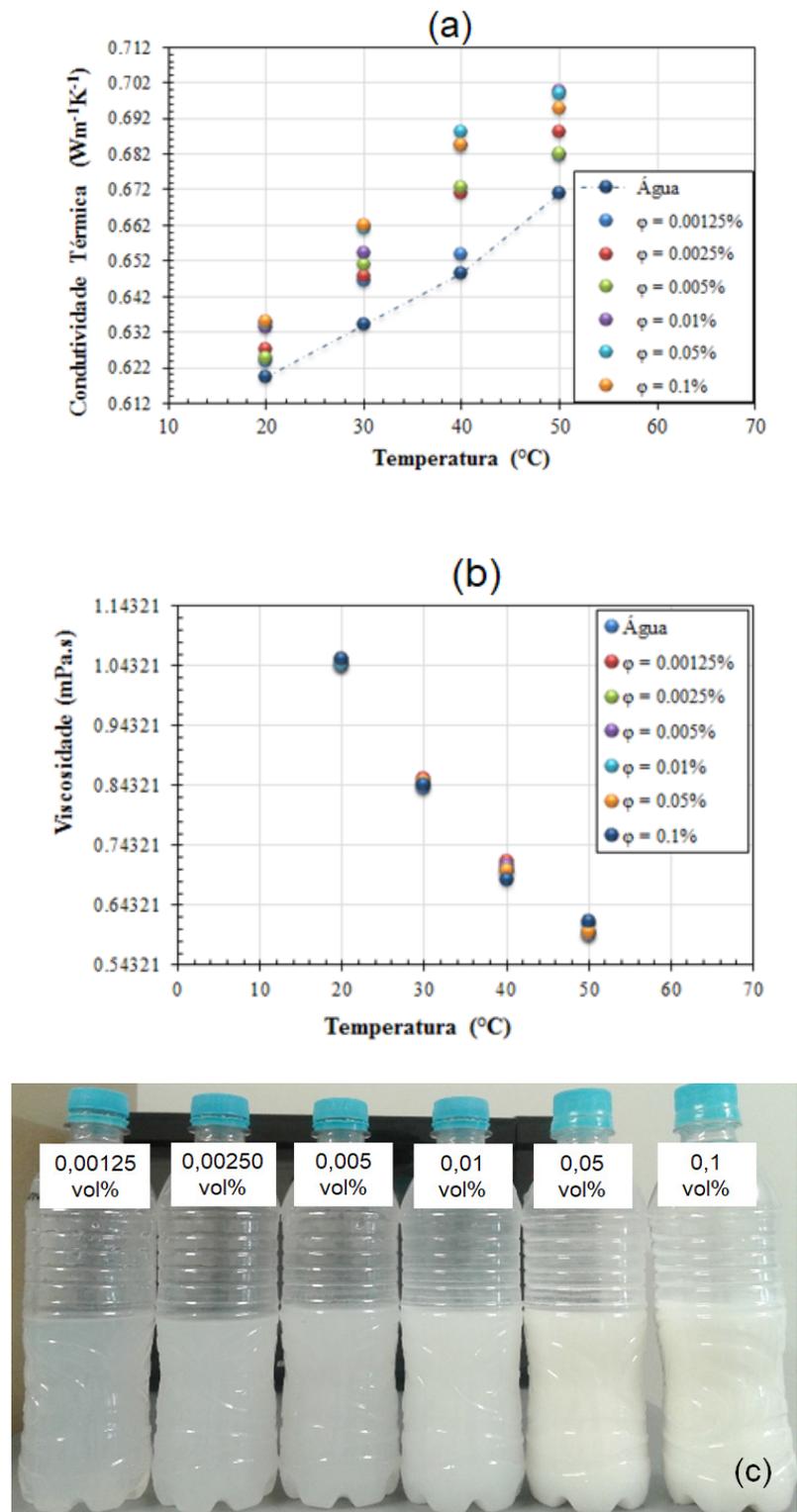


Figura 3: (a) condutividade térmica, (b) viscosidade para os nanofluidos TiO_2 -PVA em água e (c)

foto dos nanofluidos preparados.

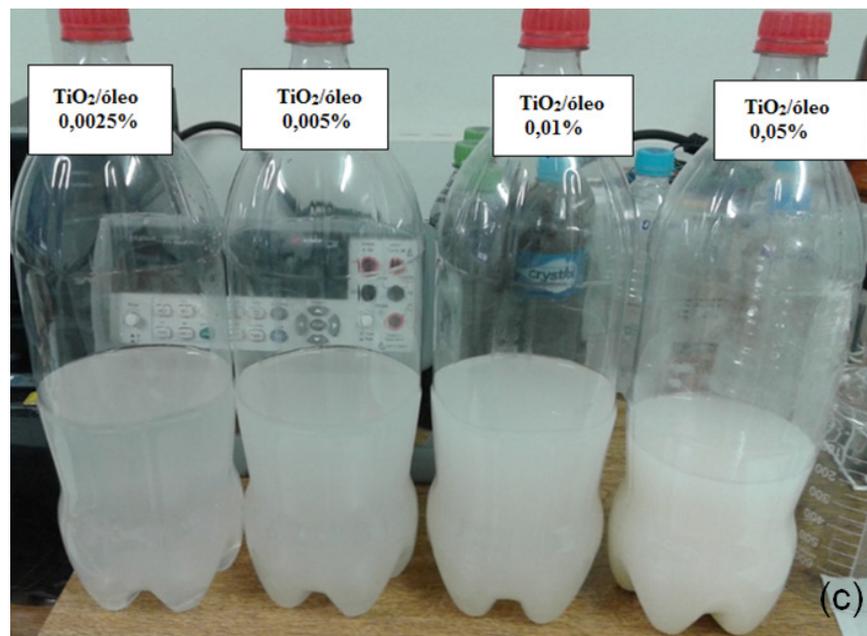
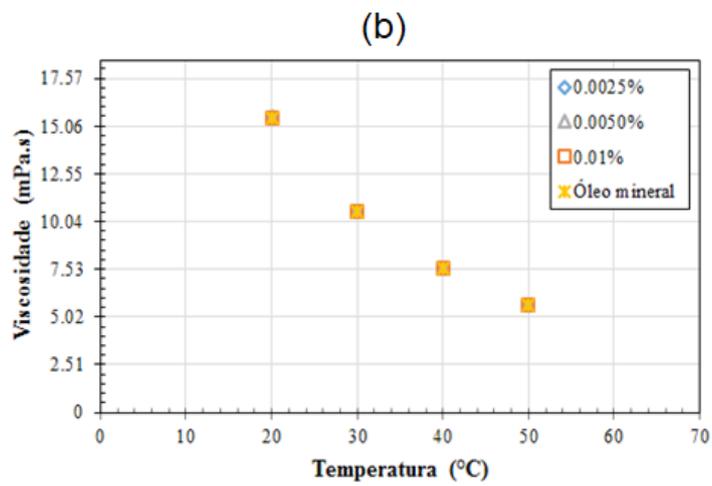
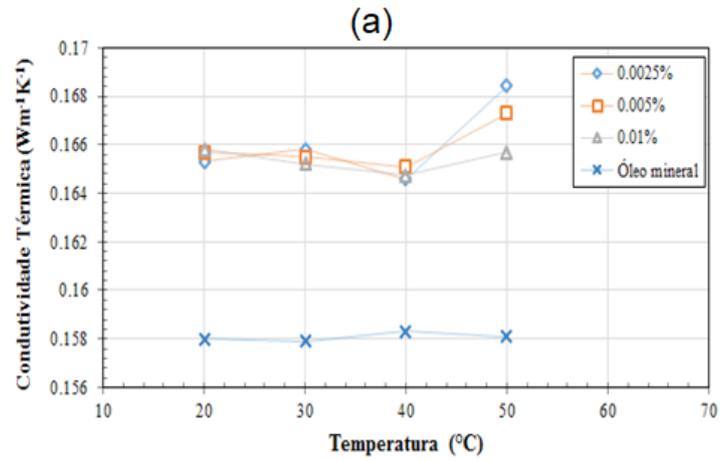


Figura 4: (a) condutividade térmica, (b) viscosidade para os nanofluidos TiO_2 em óleo mineral e (c) foto dos nanofluidos preparados.

4 | CONCLUSÕES

A síntese de nanofluidos é uma das etapas mais importantes e fundamentais antes da aplicação desses fluidos em trocas térmicas. Além disso, a caracterização das propriedades termofísicas dos nanofluidos é essencial para se garantir o bom desempenho térmico possibilitando assim a utilização de nanofluidos em larga escala. Com os resultados obtidos na avaliação das propriedades: condutividade térmica e viscosidade, foi possível concluir que a adição de nanopartículas de TiO_2 tanto em água quanto em óleo mineral garantiu o incremento da condutividade térmica sem elevar de forma significativa a viscosidade. Assim, a síntese e a caracterização desses nanofluidos apresentou bons resultados experimentais para aplicação em trocas térmicas desses nanofluidos.

5 | AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Laboratório de Novos Materiais Isolantes e Semicondutores (LNMIS) do Instituto de Física da Universidade Federal de Uberlândia pelo fornecimento das nanopartículas, à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, a CAPES, CNPq e FAPEMIG pelo apoio financeiro.

REFERÊNCIAS

Bandarra Filho, E.P., Mendoza, O.S.H., Beicker, C.L.L., Menezes, A., Wen, D. “**Experimental investigation of a silver nanoparticle-based direct absorption solar thermal system.**” *Energy Conversion and Management*, 84, 2014, pp. 261–267.

Buongiorno J, Venerus DC, Prabhat N, McKrell T, Townsend J, Christianson R, et al. “**A benchmark study on the thermal conductivity of nanofluids.**” *J Appl Phys*, 106(9), 2009, pp. 094312.

Choi, S.U.S., “**Enhancing thermal conductivity of fluids with nanoparticles.**”, *ASME FED*, 231, 1995, pp. 99–103.

Eastman, J. A., Choi, S. U. S., Li, S., Yu, W., Thompson, L. J. “**Anomalous increased effective thermal conductivities of ethylene glycolbased nanofluids containing copper nanoparticles.**” *Appl. Phys. Lett.* 78, no. 6, 2001, pp. 718–720.

Gómez, A.O.C. “**Avaliação experimental do desempenho termo-hidráulico de nanofluidos de nanotubo de carbono de parede simples em escoamento monofásico em regime turbulento.**” *Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia*, 2015.

Gómez, A.O.C., Alegrias, J.G.P., Bandarra Filho, E.P. “**Experimental analysis of the thermal-hydraulic performance of water based silver and SWCNT nanofluids in single-phase flow.**”, *Applied Thermal Engineering*, Vol 124, 2017, pp. 1176-1188.

Murshed, S. M. S, Leong, K. C, Yang, C. “**Thermophysical and Electrokinetic Properties of Nanofluids- A Critical Review.**”, *Applied Thermal Engineering*, 28, 2008, pp. 2109-2125.

Oliveira, L.R, Silva, A.C.A, Dantas, N.O., Bandarra Filho, E. P., “**Thermophysical properties of TiO-PVA/water nanofluids.**”, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 115, 2017, pp. 795-808

Saidur, R., Leong, K. Y., Mohammad, H. A. “**A review on applications and challenges of nanofluids.**” Renew. Sust. Energ. Rev. 15, no. 3, 2011, pp.1646–1668.

Vasconcelos, A.A., Gómez, A.O.C, Bandarra Filho, E.P, Parise, J.A.R, “**Experimental evaluation of SWCNT-water nanofluid as a secondary fluid in a refrigeration system.**”, Applied Thermal Engineering, Vol. 111, 2017, pp. 1487-1492.

DESENVOLVIMENTO DE UM INDENTADOR INSTRUMENTADO PARA MEDIÇÕES DE PROPRIEDADES ELÁSTICAS E PLÁSTICAS

Lucas dos Reis Heni Madeira

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Vinícius Carvalho Teles

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

Washington Martins da Silva Junior

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

RESUMO: No âmbito científico é de vital importância ter confiabilidade nos dados obtidos, para retirar conclusões verdadeiras. Neste intuito realizou-se modificações físicas e a adição de sensores ao microtribometro visando melhorar sua confiabilidade e sensibilidade na coleta de dados. Posterior a implementação destas alterações realizou-se testes de indentação instrumentada em amostras de aço e alumínio, almejando identificar o comportamento da captação de dados durante o teste de dureza. Após os testes houve o tratamento dos dados e a confecção dos gráficos de força pelo deslocamento do penetrador. As análises mostraram que houve coleta da força e do deslocamento em todos os pontos e, que a curva de carregamento apresenta o comportamento esperado, todavia as curvas de descarregamento, expressaram um comportamento não esperado. Os prováveis

problemas identificados foram a curva de calibração e a falta de rigidez da célula de carga que gerava movimentações indevidas do anteparo do sensor. A calibração foi refeita e a posição do anteparo alterada. Novos testes foram feitos e os resultados mostraram que a incoerência no comportamento das curvas foi sanada. Logo as modificações efetuadas no equipamento se mostram funcionais e úteis na melhoria dos resultados.

PALAVRAS-CHAVE: Indentação Instrumentada, Instrumentação, Propriedades Elásticas, Propriedades Plásticas, Tribologia.

ABSTRACT: In the scientific field it is vitally important to have reliability in the data obtained, to draw true conclusions. In this purpose, physical modifications and the addition of sensors to the microtribometer were performed in order to improve their accuracy and sensitivity in data collection. After the implementation of these changes, instrumented indentation tests were carried out on steel and aluminum samples, aiming to identify the behavior of the data capture during the hardness test. After the tests, it was made the data treatment and the construction of the graphs load by indenter displacement. The analyzes showed that load and displacement were collected at all points and that the loading curve presented the expected behavior, however, the unloading

curves expressed an unexpected behavior. The problems identified were the calibration curve and the lack of load cell rigidity that caused undue sensor bulkhead movement. The calibration was redone and the position of the bulkhead changed. New tests were done and the results showed that the incoherence in the behavior of the curves was corrected. Soon the modifications made in the equipment prove functional and useful in improving the results.

KEYWORDS: Instrumented Indentation, Instrumentation, Elastic-plastic properties, Tribology.

1 | INTRODUÇÃO

Caracterizar as propriedades dos materiais é de fundamental importância na engenharia, em diversas ramificações e áreas de atuação. Isto pois, todos os projetos, sejam eles de equipamentos, veículos e construções se utilizam destes dados nos cálculos estruturais de resistência. Em virtude disto, foi desenvolvido um microtribometro habilitado a realizar testes instrumentados de deslizamento alternado e testes de indentação, Dutra, et al. (2017). Notou-se durante a utilização do equipamento que, em ensaios em que havia perda de material ou grande deformação da amostra, ocorria a perda de contato penetrador/amostra. Outro ponto, é que não era possível medir o deslocamento longitudinal do penetrador. Por fim, o suporte do atuador apresentava falta de rigidez em meio aos testes, com leve movimentação do penetrador.

No intuito de corrigir estas deficiências foram projetadas e implementadas guias laterais de precisão, para conferir rigidez ao sistema, também foi instalado um anteparo condutor, entre a célula de carga e o penetrador, para possibilitar a utilização do sensor de posição vertical. Além disso, houve a troca do PZT e de seu suporte, sendo o PZT atual de maior range que o anterior.

Portanto, o objetivo do trabalho é avaliar a resposta do microtribometro após a implantação das modificações realizadas. A avaliação será pautada em testes de indentação, individuais, que tem como parâmetros a força e o deslocamento. Caso seja necessário, também é do princípio do trabalho efetuar adaptações e modificações, tanto físicas quanto de software, para corrigir erros encontrados.

2 | MATERIAIS E METODOS

As modificações físicas realizadas de início se deram pela instalação de guias lineares de precisão do modelo HIWIN HG15, fixadas ao pórtico através de garras fabricadas em alumínio comercialmente puro. Estas constituem as modificações de acréscimo de rigidez ao sistema, Figura 1 (b).

Os ensaios de dureza instrumentada foram realizados no microtribometro mostrado na Figura 1 (a). Esse equipamento promove a movimentação controlada

tanto da amostra como do indentador, Silva et al. (2008).

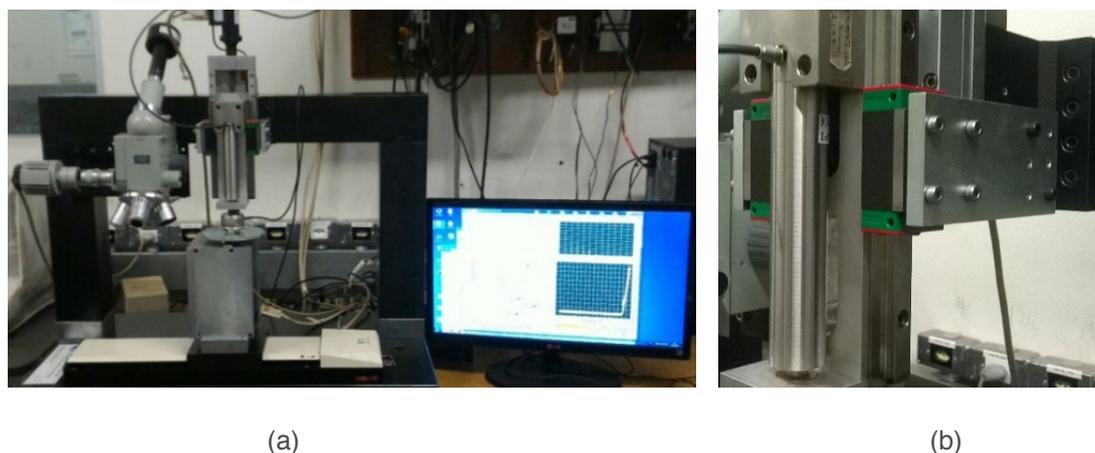


Figura 1: (a) Microtribometro instrumentado, (b) Detalhe guias, carrinhos, garras e novo PZT.

O equipamento é composto de três mesas de coordenadas, que permitem a movimentação da amostra no plano horizontal e a movimentação do indentador no plano vertical. Junto com a mesa que movimenta o indentador, mesa z, está associado um sistema de translação piezelétrico (PZT) modelo P-216.80, que se movimenta unidirecionalmente por um percurso de $120 \mu\text{m}$ com resolução de $2,4 \text{ nm}$.

A célula de carga tridimensional é analógica com fundo de escala de 120 N e resolução de $0,02 \text{ N}$ na direção Z e 40 N e resolução de $0,002 \text{ N}$ nas direções X e Y. O sistema de medição de posição é composto de um sensor SKF modelo CMSS 665 e um anteparo de aço ABNT 4140. O sensor possui range de 2 mm e sensibilidade, com anteparo de aço ABNT 4140, de $7,87 \text{ mV}/\mu\text{m}$. O sensor de posição é fixo ao suporte da amostra e mede, de forma contínua, a posição relativa do anteparo em relação à ponta do sensor, como mostra o esquema na Figura 2.

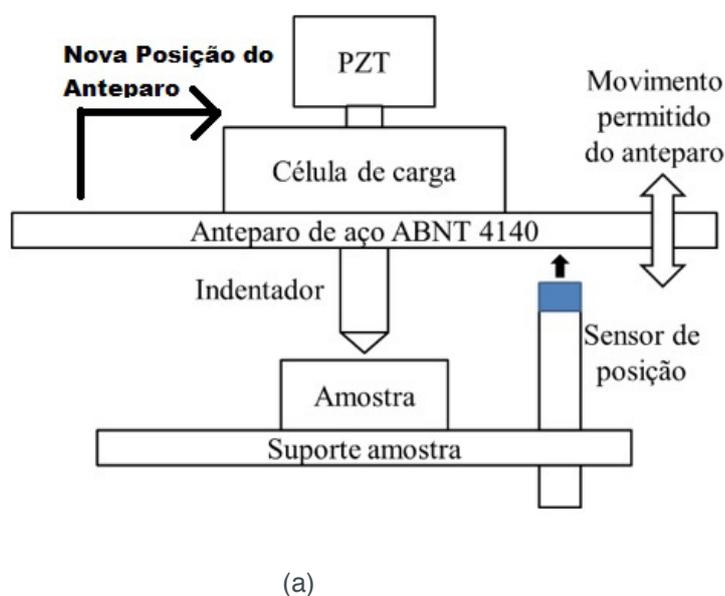


Figura 2: (a) Esquema do sistema de medição de posição, (b) montagem do sistema de medição de posição.

Com o intuito de avaliar o agora indentador instrumentado, foram realizadas indentações Brinell com a força de 1 N, com velocidade de indentação de $0,2 \mu\text{m/s}$. Esta velocidade foi escolhida mediante a realização de pré-testes, que mostraram que esta é a máxima velocidade, na qual, os resultados não são afetados e, em que a condição de teste quase estático é atendida. As amostras utilizadas foram de alumínio comercialmente puro e aço ABNT 1020. Todos os corpos de prova foram previamente preparados (recozimento e preparação da superfície).

Como será descrito a seguir, ao notar-se que haviam algumas irregularidades nos resultados dos testes iniciais, novas modificações foram efetuadas. Um novo anteparo, agora constituído de alumínio comercialmente puro, foi fabricado e instalado, agora acima da célula de carga, Figura 2 (a). Para o novo anteparo, o sensor apresenta um range de 1 mm e sensibilidade de $7,87 \text{ mV}/\mu\text{m}$. O novo anteparo é uma versão simplificada do original, pois sua finalidade é verificar se os problemas de leitura serão corrigidos com o novo posicionamento. O anteparo de alumínio foi fixado acima da célula de carga.

Por fim, visando identificar novas irregularidades de comportamento dos dados colhidos pelo equipamento, foram realizados testes com cargas elevadas. Estas cargas foram de 10N, 20N, 30N 35N e 40N. Os novos testes forma realizados seguindo a metodologia e os materiais já descritos anteriormente.

3 | RESULTADOS

É verificável que houve coleta de dados de força e deslocamento do indentador em todos os pontos e tempos do ensaio, tanto para o anteparo de aço 4140 quanto para o anteparo de alumínio. Também é possível observar o fenômeno de fluência que ocorre durante a manutenção da força máxima. A fluência foi captada em ambos os tipos de anteparo e posição de fixação dos anteparos.

Outro ponto que é similarmente mostrado pelos gráficos confeccionados, foi o bom comportamento da curva de carregamento, ou seja, sua tendência se mostra próxima ao teoricamente esperado. Este comportamento pode ser visto na figura 3, para diferentes cargas.

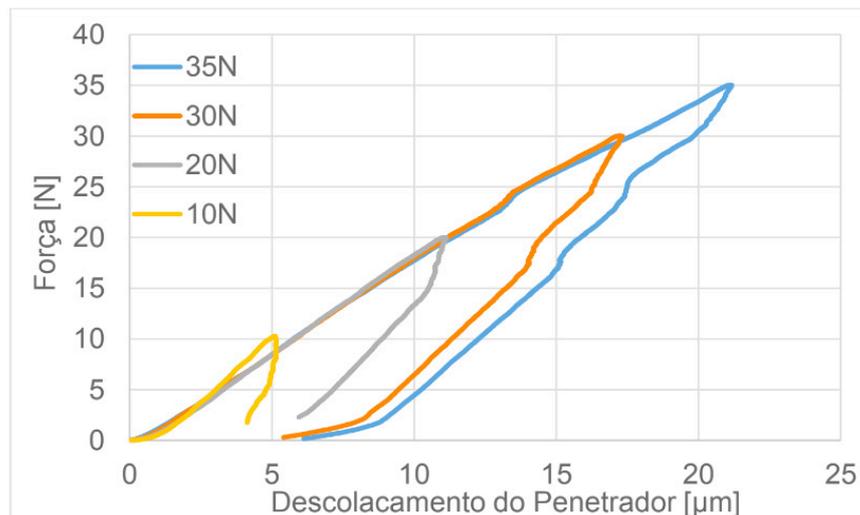


Figura 3: Força x Deslocamento do penetrador para amostra de Alumínio e anteparo de Alumínio para diferentes cargas.

Para os testes realizados com cargas superiores a 1N constatou-se que a carga máxima que o equipamento suporta realizar os testes é de 35N. Em ensaios realizados com a carga de 40N, os esforços assumiam valores muito elevados e o mecanismo de segurança do equipamento era ativado, interrompendo o teste. Isto para as condições em que o ensaio foi realizado.

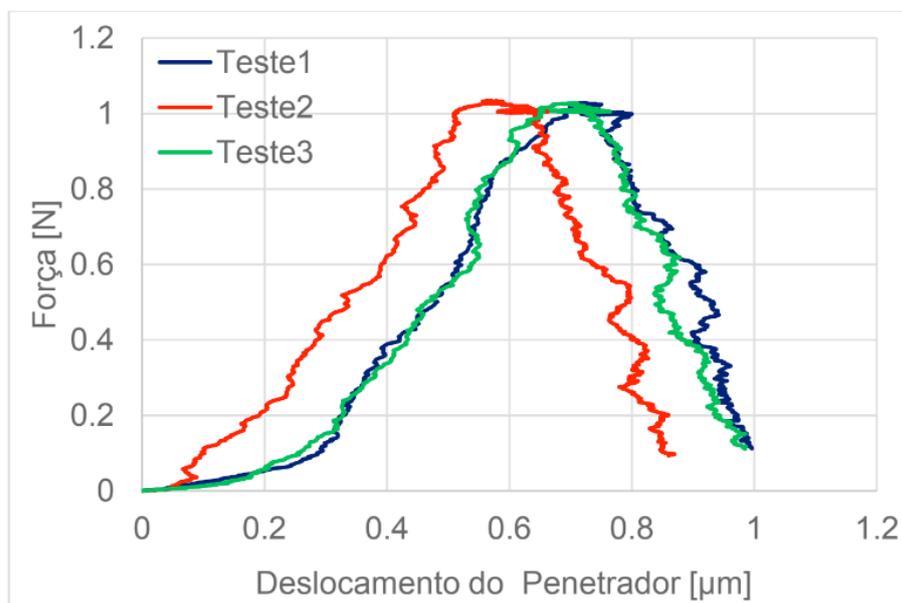


Figura 4: Força x Deslocamento do penetrador para amostra de Aço e anteparo de aço ABNT 4140.

Todavia, é possível observar que no gráfico da figura 4, a curva de descarregamento está deslocada para a direita, em relação ao ponto de máxima aplicação de força. Este comportamento sugere que, mesmo durante a retirada de carga o indentador continua a deslocar-se no sentido de penetrar mais na amostra, o que não é confirmado na análise visual e também não atende a coerência física do processo. Portanto, os autores acreditam que esteja ocorrendo uma falha de medição durante o retorno

do indentador. As possíveis explicações para esta inconsistência podem ser, o fato de o comportamento do sensor durante o retorno ser diferente do comportamento de carregamento, também chamado de histerese. Durante a calibração do sensor assumiu-se que, este comportamento era linear em ambos os casos. Esta explicação é reforçada pelo fato de o comportamento da curva de carregamento se aproximar do esperado. Além disso, descobriu-se que, a célula de carga por ser tridimensional permite uma leve movimentação de flexão, em relação a vertical, do seu último disco. Disco este que servia de apoio para a fixação do anteparo de aço 4140. Esta movimentação poderia estar sendo transmitida ao anteparo, de modo a, interferir nas leituras.

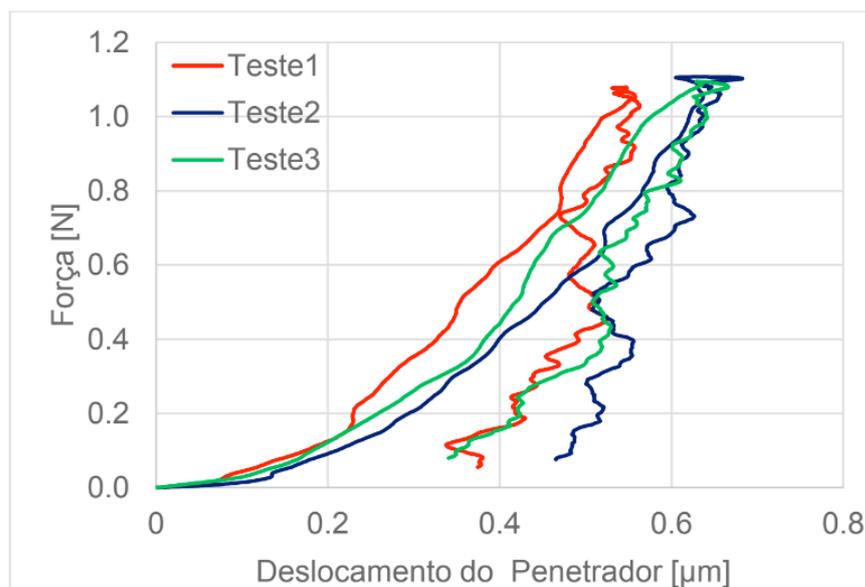


Figura 5: Força x Deslocamento do penetrador para amostra de Aço e anteparo Alumínio.

Para os gráficos da Figura 5 e da Figura 7, confeccionados após a correção da calibração do sensor e com o anteparo de alumínio posicionado acima da célula de carga, observa-se que o comportamento incoerente da curva de descarregamento não é mais verificado.

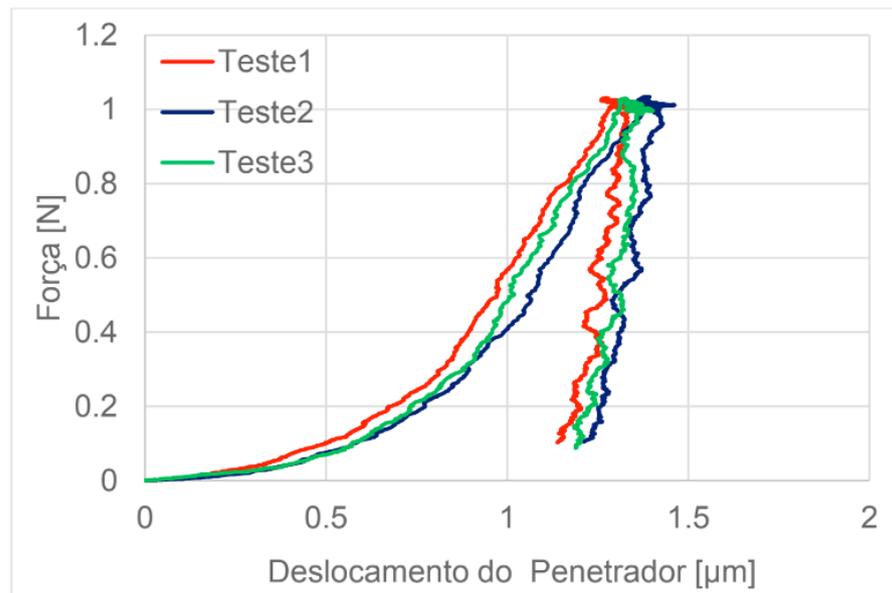


Figura 6: Força x Deslocamento do penetrador para amostra de Alumínio e anteparo de aço ABNT 4140.

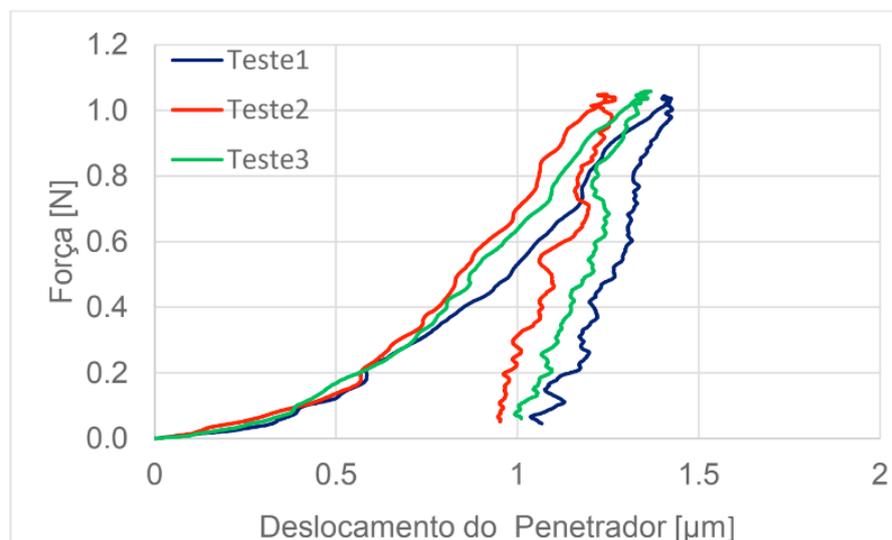


Figura 7: Força x Deslocamento do penetrador para amostra de Alumínio e anteparo Alumínio.

4 | CONCLUSÃO

Pode-se concluir que os sensores e a célula de carga estão funcionando adequadamente em relação à aquisição de dados, assim como o PZT na movimentação do penetrador e por consequência na aplicação de carga. No que se refere a curva de carregamento o seu comportamento se mostrou adequado desde o início. Já no que tange a curva de descarregamento, seu comportamento que inicialmente se mostrou errado, após as modificações de calibração e de posicionamento do anteparo, indicam que foram corrigidas, por apresentarem agora, um comportamento próximo ao esperado. Sendo assim, tem-se que as modificações de calibração e do posicionamento do anteparo foram benéficas, e que devem ser mantidas em definitivo.

Além disso, o fato de o sensor continuar a captar o fenômeno de fluência, para

a nova configuração do anteparo, mostra que o novo sensor de posição continua apresentando sensibilidade elevada.

Outro fato mostrado é o de que para cargas mais elevadas o bom comportamento das curvas também são atendidos. Contudo, verificou-se que a carga máxima para a qual é possível realizar ensaios é a carga de 35N. Acima desta carga, os critérios de segurança do equipamento são acionados e o teste é automaticamente interrompido.

Como ponto de evolução a se buscar, tem-se a redução do aspecto de vibração apresentado pelas curvas dos gráficos.

Por fim, tem-se que as curvas agora aparentemente apresentam um comportamento correto, podendo-se dar início a etapa de medição das propriedades elásticas e plásticas.

REFERÊNCIAS

Dutra, R. M. A.; Silva, L. R. R.; Teles, V. C.; Souza, G. F. ; Silva Junior, W. M. “**Desgaste por deslizamento com movimento alternado: validação do equipamento microtribômetro**”. Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFU- POSMEC 2015, Uberlândia., 2015.

Silva, W. M. “**Simulação do Desgaste Abrasivo via Interações Múltiplas**”. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, 2008.

CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA E MICROESTRUTURAL EM HIDROXIAPATITA COMERCIAL E SINTETIZADA PELO MÉTODO SOL-GEL UTILIZANDO CASCA DE OVO DE GALINHA COMO PRECURSOR

Marcelo Vitor Ferreira Machado

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia Fluminense, Quissamã, RJ

José Brant de Campos

Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ

Marilza Sampaio Aguiar

Universidade Estácio de Sá, Rio de Janeiro, RJ

Vitor Santos Ramos

Universidade do Estado do Rio de Janeiro e Centro Brasileiro de Pesquisas Físicas, Rio de Janeiro, RJ

RESUMO: A proposta deste trabalho é determinar uma das mais importantes propriedades mecânicas dos materiais cerâmicos, a dureza. Nosso material de trabalho é uma cerâmica chamada de hidroxiapatita (HAP), neste caso sintetizada usando cascas de ovos de galinha como precursor. Uma vez considerando os parâmetros experimentais de força do indentador e tempo determinados, foram obtidas medidas de microdureza Vickers para novos corpos de prova, tanto para a HAP sintetizada a partir de cascas de ovos de galinha como para a HAP comercial para fins comparação de resultados. A caracterização microestrutural dos materiais, bem como de seus corpos de prova, foi realizada pelos ensaios em microscópio eletrônico de varredura, onde obteve-se o tamanho médio

das partículas das HAPs (comercial e cascas de ovos de galinha), de difração de raio-X em conjunto com as análises termogravimétricas feitas para os pós de HAPs.

PALAVRAS-CHAVE: Hidroxiapatita, Cascas de Ovos de Galinha, Microdureza Vickers, Caracterização Mecânica e Microestrutural.

ABSTRACT: The proposal of this work is determine one of most important mechanical properties of brittle materials, the hardness. Our work brittle material are hydroxyapatite (HAP) synthesized using chicken eggs shells as precursors and commercial hydroxyapatite. Once assuming the experimental parameters to indenter force and time determined, we have measured the Vickers microhardness to HAP synthesized from chicken eggs shell samples and have compared them with Vickers microhardness measures obtained to commercial HAP samples. These microhardness measures are part of mechanical characterization proposal in this research to these two types of hydroxyapatites. Microstructural characterization to these materials and to the samples produced from them, have been achieved using a field emission scanning electron microscope and have obtained the mean size of these HAP particles, using X-ray diffraction and thermogravimetric analysis too.

KEYWORDS: Hydroxyapatite; Chicken Eggs Shell; Vickers Microhardness; Mechanical and

1 | INTRODUÇÃO

Considerando os avanços nas pesquisas em materiais biocompatíveis, a hidroxiapatita (HAP) tem se revelado uma importante alternativa para reparos ósseos e implantes ortodônticos. Por conta de sua similaridade com a fase inorgânica do tecido ósseo e de suas propriedades osteocondutoras (Andrade, 1998), a HAP é um material cerâmico que não apresenta rejeições.

Em geral, uma das características mais importantes das pesquisas com este material, é a busca em melhorar as propriedades mecânicas da HAP sintetizada, obtida através do uso de diferentes métodos químicos e materiais precursores. Referente às medições de microdureza, outras propriedades mecânicas podem ser determinadas a partir destas. Por exemplo, coeficiente de tenacidade à fratura (K_{IC}), módulo de elasticidade (E) e a análise dos efeitos do encruamento (Muralithran & Ramesh, 2000), no comportamento plástico.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

Usando uma prensa hidráulica uniaxial (M. Moutinho – Máquinas Operatrizes, Ferramentas em Geral e Abrasivos, modelo EVA 6052), foram produzidos corpos de prova a partir dos pós das hidroxiapatitas (comercial e sintetizada a partir de cascas de ovo de galinha) aplicando-se uma força de compressão de 4000 kgf durante 20 minutos, ou seja, Para a conformação destes corpos de prova (6 de HAP oriunda de cascas de ovos de galinha e 3 de HAP comercial), utilizou-se uma matriz de aço 4340 com 15,20 mm de diâmetro, totalizando uma tensão média aplicada de aproximadamente 216,25 MPa. Posteriormente, houve o processo de sinterização, o qual ocorreu em um forno Mufla da fabricante Quimis a 1000 °C durante duas horas. Vale salientar ainda que as densidades dos corpos de prova foram determinadas antes e após o processo de sinterização, através da medição das massas e das medidas geométricas dos corpos de prova.

A preparação dos corpos de prova para as medições de microdureza Vickers, consistiu no lixamento das superfícies a serem testadas. Após essa etapa, 36 medidas de microdureza Vickers foram obtidas nas superfícies dos 6 corpos de prova de HAP sintetizada a partir de cascas de ovos de galinha e outras 36 medidas foram obtidas nos 3 corpos de prova de HAP comercial. As medidas foram realizadas em um microdurômetro, marca Panambra modelo Pantec HDX-1000TM.

Três procedimentos foram realizados afim de caracterizar micro estruturalmente os materiais e corpos de prova produzidos com os mesmos, foram realizadas as

análises microscópicas com os pós das duas hidroxiapatitas utilizadas nesta pesquisa, difração de raio-X em corpos de prova e pós e a análise termogravimétricas de ambos os pós.

A análise microscópica dos pós das duas HAPs foi realizada afim de determinar o tamanho médio das partículas de cada um dos pós utilizados, o equipamento SEM-FEG, modelo JEOL JSM 7100F, do NanoFab, Laboratório de Nano Fabricação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UERJ. As difrações de raios X foram realizadas para evidenciar as fases presentes nas amostras ensaiadas. Os ensaios de difração de raio X realizados neste estudo foram para ambos os pós de hidroxiapatitas (a oriunda de casca de ovo de galinha e a comercial), para os corpos de prova não sinterizados das duas hidroxiapatitas, para os corpos de prova sinterizados e para os sinterizados e ensaiados também destes dois materiais a serem confrontados. As difrações foram realizadas no equipamento PANalytical, modelo XPD X'Pert PRO do Laboratório de Difração de Raios X do Centro Brasileiro de Pesquisas Físicas (CBPF), já os refinamentos, foram obtidos com auxílio do software TOPAS, o qual usa o método de Rietveld. Para complementar as caracterizações microestruturais, realizou-se uma análise termogravimétrica na termo-balança da marca Netzsch, modelo STA 449 F3 do Laboratório de Análises Térmicas (LAT) do Departamento de Ciências dos Materiais e Metalúrgica da PUC-Rio.

3 | RESULTADOS

Os parametros experimentais para os ensaios de microdureza Vickers determinados foram: 200 gf para a força de aplicação do indentador sobre a superfície dos corpos de prova (mostrou uma melhor impressão entre as forças testadas, 50 gf, 100gf) e 15 s para o tempo de indentação de acordo com a norma ASTM C1327 – 08. Após a definição destes parâmetros experimentais, executaram-se as medições de microdureza Vickers nos corpos de prova das HAPs, oriunda de cascas de ovos de galinha e comercial. Naqueles, os resultados obtidos foram:

Média: 35.846 HV

Desvio Padrão: 4.198

Amplitude: 19.347 HV

E em sequência, para a HAP comercial obteve-se:

Média: 40.860 HV

Desvio Padrão: 5.952

Amplitude: 21.503 HV

Nota-se, que a média das medidas feitas nos corpos de prova de HAP de cascas de ovos está contida na dispersão em relação à média dos valores determinados para os corpos de prova de HAP comercial. A maior média dos valores de HAP comercial em relação à média calculada para os valores medidos nos corpos de prova de HAP sintetizada a partir de cascas de ovos de galinha, está associada a uma maior compactação, densidade, daqueles em relação a estes, haja vista, que o tamanho médio das partículas dos pós de HAP comercial são menores do que as de HAP de cascas de ovos de galinha, como pode ser visto adiante.

3.1 Gráficos

Os histogramas relacionando o número de medidas (eixo vertical) com as respectivas faixas de valores medidos para microdureza Vickers para cada tipo de HAP (eixo horizontal), estão mostrados a seguir:

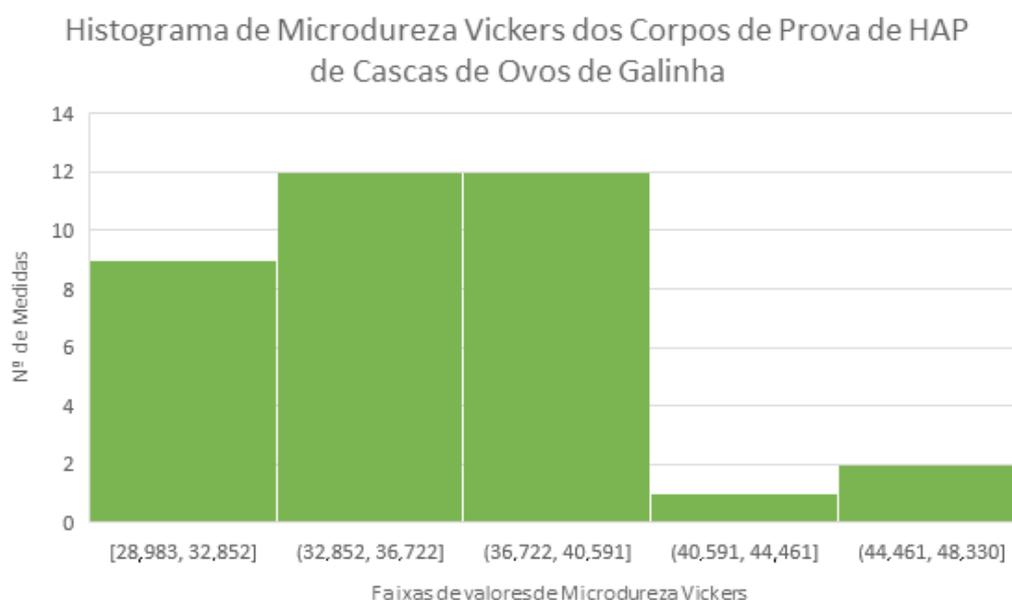


Figura 1: Histograma para HAP de cascas de ovos.

Histograma de Microdureza Vickers dos Corpos de Prova de HAP Comercial

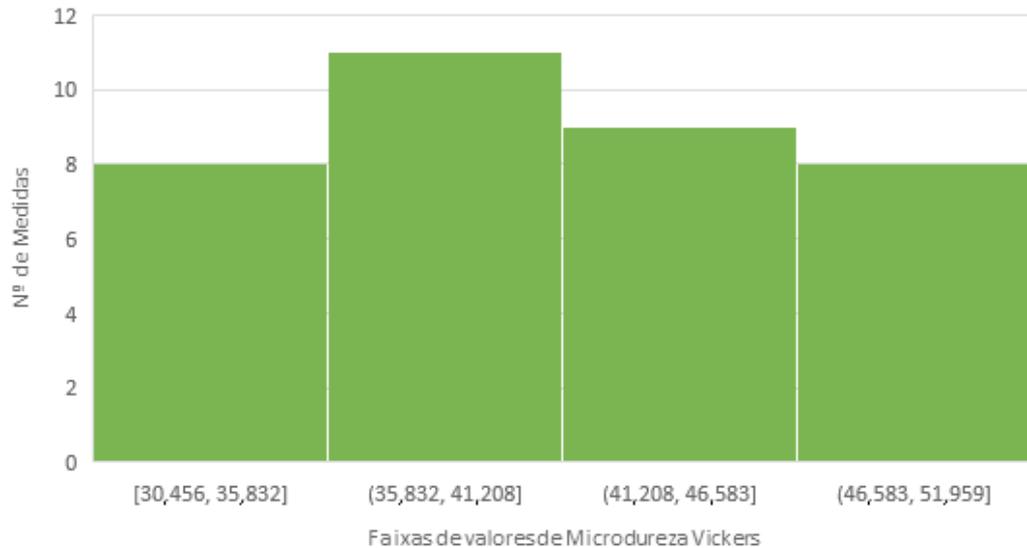


Figura 2: Histograma para HAP comercial.

Alguns dos principais resultados dos ensaios relativos à caracterização microestrutural estão comentados e podem ser vistos abaixo:

A microscopia eletrônica de varredura (MEV) mostrou que as partículas do pó de HAP comercial são menores que as do pó de HAP de cascas de ovos, o que proporcionou uma maior compactação nos corpos de prova de HAP comercial. Vale ressaltar que as melhores imagens obtidas, isolando-se ao máximo, partículas dos dois pós somente foram conseguidas com fatores de ampliação distintos no MEV.

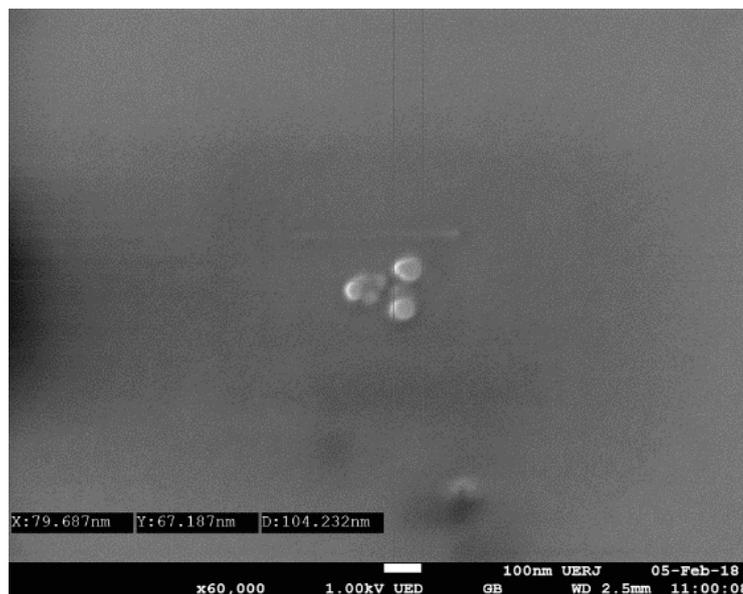


Figura 3 – Tamanho de partícula do pó de HAP comercial.

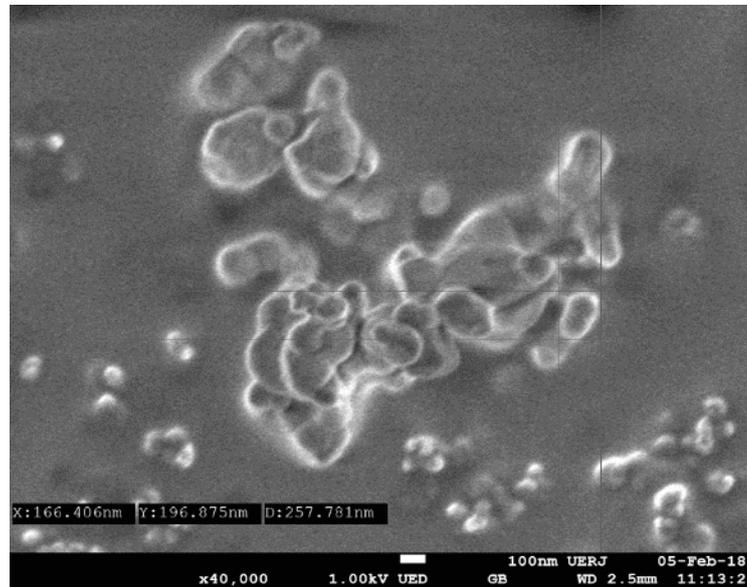


Figura 4 – Tamanho de partícula do pó de HAP de cascas de ovos.

Para a análise da difração de raio-x, destacam-se as fases obtidas a partir dos difratômetros dos corpos de prova de HAP sintetizada a partir de cascas de ovos de galinha sinterizados e ensaiados no microdurômetro e os corpos de prova de HAP comercial sinterizados e ensaiados no microdurômetro. Respectivamente, obteve-se:

Casca de Ovo

HAP = 8,59%

Beta-TCP = 5,61%

Whitiloquita = 85,80%

Comercial

HAP = 39,32%

Beta-TCP = 9,64%

Whitiloquita = 51,04%

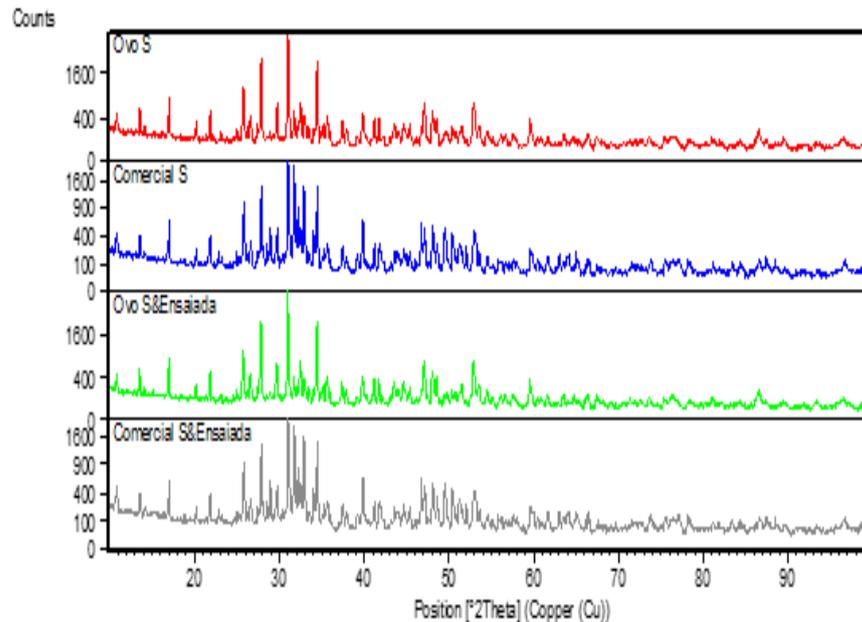


Figura 5 – Comparação entre difratogramas de corpos de prova sinterizados de HAP de casca de ovo de galinha e comercial e corpos de prova sinterizados e ensaiados dos dois materiais.

A análise termogravimétrica realizada com os pós das duas HAPs, mostrou para o pó de hidroxiapatita sintetizada a partir de cascas de ovos de galinha próxima a 100 °C, referente ao processo de vaporização de água que estava presente no material, ou seja, ocorre uma desidratação do material nesta etapa. Posteriormente, observa-se uma perda de massa em torno de 1000 °C, possivelmente associado a adsorção de gases durante essa etapa do teste, levantando a suspeita de que este material seja microporoso. Como há uma acentuada adsorção, a suspeita de microporosidade da hidroxiapatita sintetizada a partir de cascas de ovos de galinha pode vir a ser confirmada por uma análise de BET em um trabalho futuro.

Todas essas características da análise termogravimétrica destacadas acima, podem ser verificadas nos gráficos a seguir, os quais representam a análise para o pó de HAP sintetizada a partir de cascas de ovos de galinha e para o pó de HAP comercial, respectivamente.

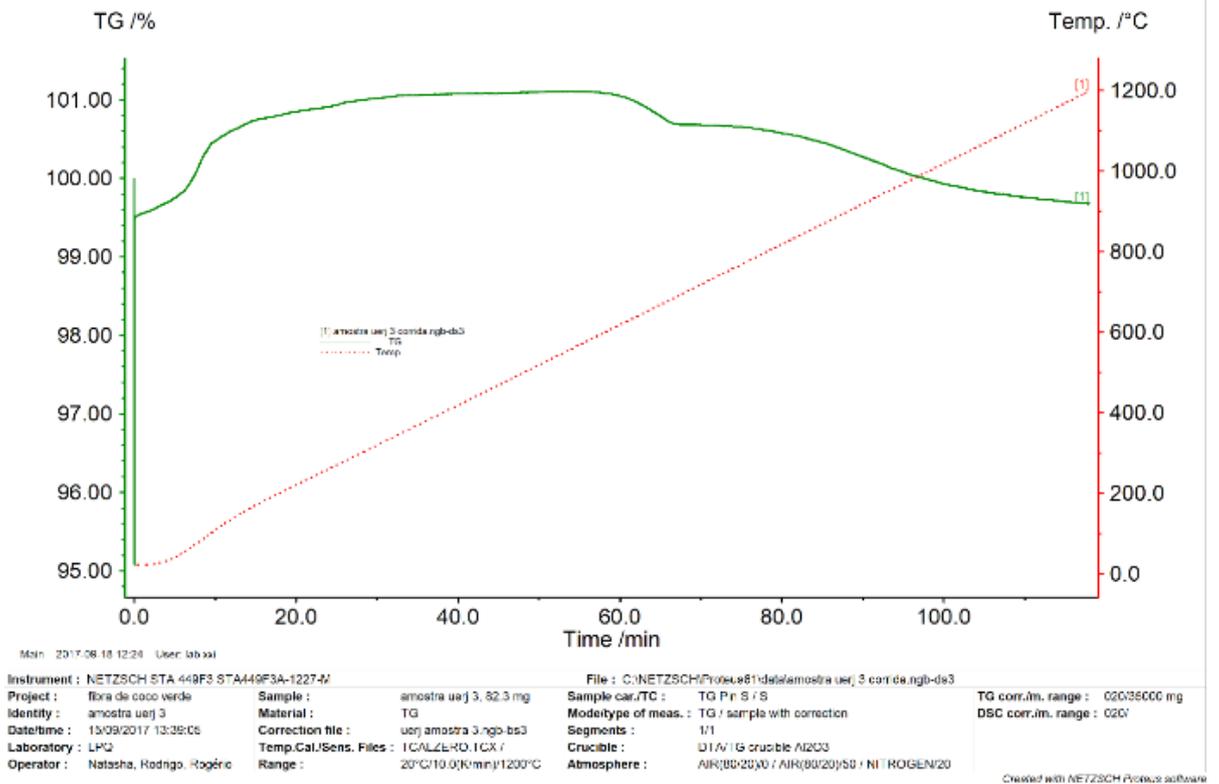


Figura 6 – Análise termogravimétrica do pó de HAP de casca de ovo de galinha.

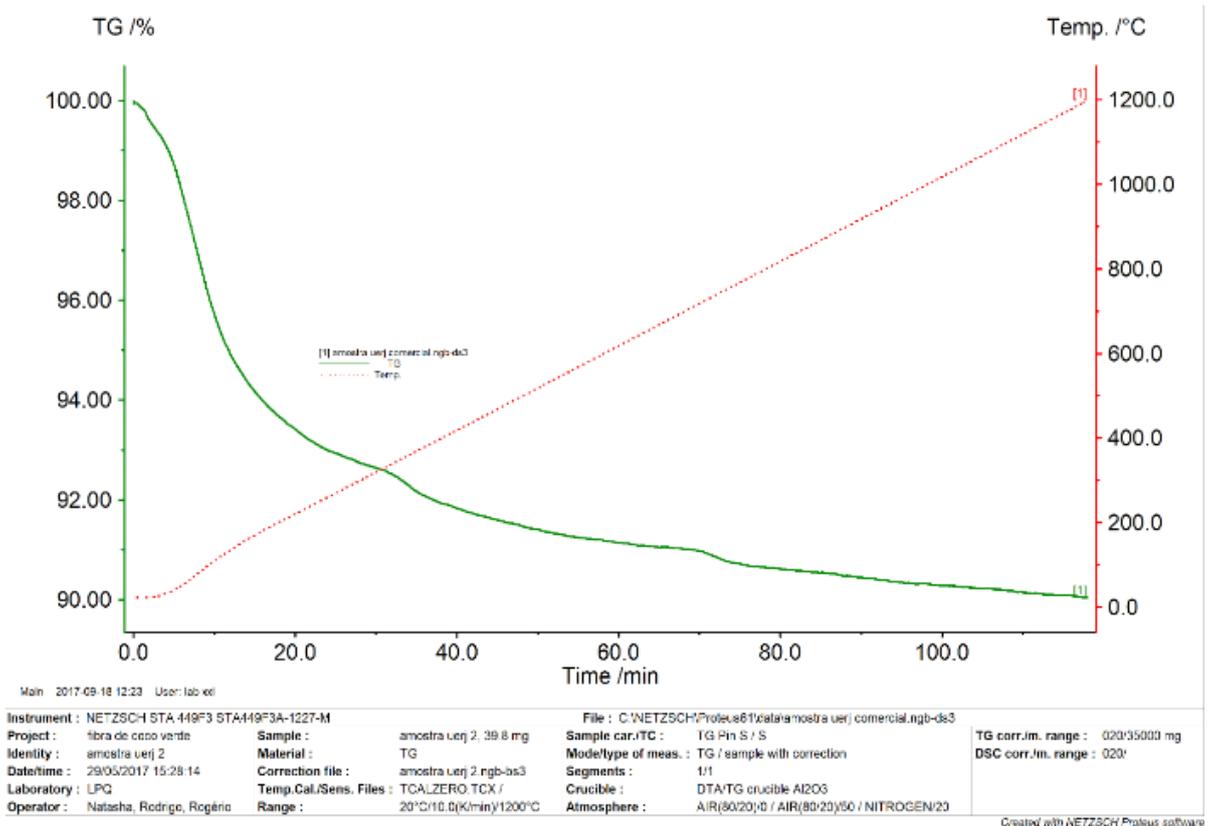


Figura 7 – Análise termogravimétrica do pó de HAP comercial.

4 | CONCLUSÃO

A dispersão em torno da média das medidas feitas nos corpos de prova de hidroxiapatita comercial é maior do que a dispersão das medições realizadas nos corpos de prova de HAP que usa cascas de ovos de galinha como precursor, o suficiente para contemplar a média dos valores de microdureza Vickers obtidos para estes. A observação dos dados estatísticos obtidos, ainda nos permite verificar que a média calculada para os valores de microdureza Vickers nos corpos de prova do material sintetizado a partir de cascas de ovos, está contida dentro da dispersão em torno da média obtida para os corpos de hidroxiapatita comercial, ou seja, o desvio padrão observado nas medições para a HAP comercial engloba a média obtida para os valores verificados nos corpos de prova de hidroxiapatita de cascas de ovos de galinha.

A maior densidade dos corpos de prova de hidroxiapatita comercial em relação aos de cascas de ovos de galinha, ajuda a entender a média mais elevada de valores medidos de microdureza Vickers para este material em relação à média calculada para as medidas realizadas nos corpos de prova de HAP de cascas de ovos de galinha.

Nota-se uma razoável congruência entre os valores de microdureza Vickers medidos para ambos os materiais, com as médias das medidas diferindo em apenas 12,27%.

Com relação a análise de MEV, observou-se que o tamanho médio das partículas de HAP comercial são, em geral, menores do que as de HAP de cascas de ovos de galinha, o que ajuda a entender a maior compactação/densidade dos corpos de prova de HAP comercial e por consequência direta, a maior média de microdureza Vickers observada nos mesmos.

Devido as diferenças existentes nas porcentagens das fases observadas nas amostras utilizadas para medição de microdureza, as medidas não puderam ter dados estatísticos com maior congruência do que a observada.

Para a análise termogravimétrica observa-se para a hidroxiapatita comercial uma gradual perda de massa a partir de 100 °C (pó de HAP comercial mostra uma única fase presente) e para a HAP de casca de ovo, um significativo ganho de massa em torno desse mesmo patamar de temperatura com consequente perda de massa a cerca de 1000 °C. Este comportamento distinto, está relacionado às três fases presentes no pó de HAP oriunda de cascas de ovos de galinha. Além disso, suspeita-se que este último material citado seja microporoso devido a acentuada adsorção de gases em torno de 1000 °C.

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer aos professores Francisco José Moura e Rogério Navarro C. de Siqueira do Departamento de Engenharia de Materiais da PUC-Rio e Célio Albano da Costa Neto do Programa de Pós Graduação em Engenharia de

REFERÊNCIAS

- Andrade, A. L., (1998), **Synthesis, Characterization, Tests and Use of HAP-91 Obtained from Calcite**, Dissertação de Mestrado. EQ/UFGM, Belo Horizonte.
- Campos, J. B., Sampaio, M. A., Di Lello, B. C. (2009), **Síntese de Hidroxiapatita Utilizando como Precursor Carbonato de Cálcio de Origem Biológica (1,2,3)**, Relatório para pedido de patente de síntese de hidroxiapatita.
- Ferreira, J. R. M., da Rocha, D. N., Louro. L. H. L., Prado da Silva, M. H., (2013) **Phosphating of Calcium Carbonate for Obtaining Hydroxyapatite from the Ostrich Egg Shell**, Engineering Materials v. 587 p. 69-73.
- Gomes L. C., Di Lello, B. C., Campos, J. B., Sampaio, M. A. (2012) **Synthesis and Calcium Phosphate Characterization Using Chicken Eggs Shell as Precursor**, Cerâm. V. 58 p. 448-452.
- Jiang, Y. Y., Zhu, Y. J., Li, H., Zhang, Y. G., Shen, Y. Q., Sun, T. W., Chen, F. (2007), **Preparation and Enhanced Mechanical Properties of Hybrid Hydrogels Comprising Ultralong Hydroxyapatite Nanowires and Sodium**, Journal of Colloid and Interface Science 497 266–275.
- Marshall, D. B., Lawn B. R. (1979) **Residual Stress Effects in Sharp Contact Cracking**, Journal of Materials Science 14 2001 – 2012.
- Muralithran, G., Ramesh S., (2000) **The Effects of Sintering Temperature on the Properties of Hydroxiapatite**, Ceramics International 26 221 – 230.
- Sampaio, Maybi Fálker, (2015) **Fundamentos e Roteiro da Caracterização de Materiais por DRX/MEV-EDS e Aplicação destas Técnicas em um Estudo de Caso: Finos de uma Liga FeCrAC e os Produtos do seu Processamento Químico**, Dissertação de Mestrado PPG-EM/UERJ, Rio de Janeiro.
- Scherrer, S. S., Kelly, J. R., Quinn, G. D., Xu, D. (1999) **Fracture Toughness of a Dental Porcelain Determined by Fractographic Analysis**, Dental Materials 15 342-348.
- The American Society for Testing and Materials, ASTM C1327-15: **Standard Test Method for Vickers Indentation Hardness of Advanced Ceramics.**, United States of America, 2008.
- Ximenes, Matheus Costa. **Análise de Tenacidade a Fratura para Carbetto de Boro a partir de Ensaio de dureza Vickers e Knoop.**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica na área de Mecânica dos Sólidos, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2016.
- Zisis, T., Giannakopoulos, A. E. (2011) **Analysis of Knoop Indentation Strain Hardening Effects**, International Journal of Solids and Structures 48 3217 – 3231.

PARAMETRIZAÇÃO DE TEXTURIZAÇÃO VIA MECT EM METAL PATENTE

Túlio Alves Rodrigues

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

Erika Michele Damas

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

Gabriela Caixeta Alcarria

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Química
Uberlândia – MG

Náthaly Nascimento Sousa

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

Washington Martins da Silva Junior

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

RESUMO: Os estudos na área de texturização superficial têm sido desenvolvidos ao longo dos anos e se mostrado uma tecnologia promissora na área de engenharia de superfície, visto que tem a capacidade de reduzir o atrito em contatos secos e lubrificados. Contudo, o custo e o tempo para a fabricação dessas texturas são fatores que fazem com que sua utilização em escala industrial ainda seja muito limitada.

O método de texturização superficial eletroquímica sem mascaramento (MECT) tem apresentado bons resultados quanto às texturas e velocidade utilizando usinagem eletroquímica. Diante disso, esse trabalho tem como objetivo analisar os parâmetros de texturização desse método. O eletrólito utilizado para contato elétrico entre os eletrodos foi NaCl, o material da ferramenta aço inoxidável ferrítico AISI430, os corpos de prova de aço 1045 e os formatos das texturas em 'V', também conhecido como Chevrons. Os parâmetros alterados foram tempo de exposição das peças e tensão da corrente. As características, perfil e profundidade das texturas realizadas foram definidas por meio de perfilometria e também foi realizada uma análise superficial da mesma em microscópio óptico.

PALAVRAS-CHAVE: texturização, tribologia, MECT.

ABSTRACT: Surface texturization studies have been developed over the years and this technique has turned out to be a promising technology on the engineering field, since it has the capacity to reduce friction wear in lubricated and dry contacts. However, the cost and time to produce these textures remain a limitation to its use in an industrial scale.

The Maskless Electrochemical Texturing Method (MECT) has good results for texture and speed

using electrochemical machining. Therefore, the aim of this work is to analyze the texturing parameters of this method. The electrolyte for electrical contact between the electrodes was NaCl, the material of the tool is stainless steel AISI 304, the samples were made of steel SAE 1045 and the textures format 'V', also known as Chevrons. The parameters were time of exposure and voltage. The analysis of the superficial features, profile and depth of textures were made using a profilometer and an optical microscope.

KEYWORDS: texturization, tribology, MECT.

1 | INTRODUÇÃO

A micro texturização superficial consiste na alteração da topografia superficial por meio da geração de microtexturas regulares, com o intuito de melhorar o desempenho dos sistemas mecânicos. Alguns benefícios dessa mudança topográfica são: melhora de aspectos estéticos; aumento da eficiência no contato lubrificado, o qual ocorre devido à utilização das microcavidades como reservatório de fluido lubrificante e à possibilidade de aumento da capacidade de carga no contato graças ao aumento da pressão fluidodinâmica; utilização dessas micro cavidades como depósito de particulados, a qual vale tanto para desgastes a seco como lubrificados. Esse conjunto de fatores faz com que as superfícies texturizadas tenham maior eficiência energética, quando comparadas as lisas.

Dentre os vários métodos de micro texturização, o presente trabalho abordará o processo de texturização eletroquímica que consiste em uma micro usinagem eletroquímica, a qual apresenta as seguintes vantagens: não provoca tensões residuais no material, é aplicável a materiais condutores de eletricidade independente de sua dureza e não desgasta ferramentas de usinagem. Nesse caso, será utilizada a texturização eletroquímica sem mascaramento (MECT), onde o substrato dispensa mascaramento prévio e o padrão de texturas é realizado na ferramenta, que pode ser reutilizada inúmeras vezes, padronizando as microcavidades e otimizando a texturização.

Neste trabalho, buscou-se identificar os melhores parâmetros de texturização para o material conhecido por metal patente, com o intuito de viabilizar a utilização da texturização eletroquímica sem mascaramento em larga escala. Além disso, procurou-se facilitar futuras análises que possam ser feitas nesse material para que cada parâmetro seja identificado no resultado final do processo, visto que as informações parametrizadas são impactantes na eficiência da textura.

2 | METODOLOGIA EXPERIMENTAL

2.1 Material dos Corpos de Prova

Todos os corpos de prova analisados e ensaiados nesse trabalho, foram produzidos de metal patente, que consiste em uma liga metálica de Sn (estanho), Sb (antimônio) e Cu (cobre) nas seguintes proporções: 91 % de Sn, 5,5 % de Sb e 3,5 % Cu. Os blocos foram fabricados com as seguintes dimensões: 6,35 mm de largura, 15,76 mm de comprimento e 10 mm de altura. Na Fig. 1 é ilustrado um dos corpos de prova utilizados.

2.2 Ensaios de Texturização Superficial

O aparato básico para texturização utilizado nesse trabalho pode ser visualizado na Fig. 1. Conforme pode-se observar na mesma, temos: (1) fonte de voltagem contínua que fornece a corrente necessária para que ocorra a polarização anódica; (2) eletrólito, que para o presente trabalho, utilizou-se NaCl na concentração de 200 g/l; (3) peça a ser texturizada; (4) circuito eletrônico responsável por pulsar a corrente; (5) bomba peristáltica; (6) tubulação por onde o eletrólito é bombeado; (7) ferramenta; (8) distância entre a ferramenta e a peça, sendo utilizada de 100 μm .

Foram realizados ensaios na busca que se gerar uma superfície de resposta para esse material ensaiado, onde os dados de entrada foram tensão e tempo de ensaio. Para esse estudo, as tensões mínimas e máximas foram de 5 V e 30 V respectivamente, com intervalos de 5 V e os tempos de ensaio foram de 30, 60 e 90 s. Para ilustrar os testes realizados, temos a Tab. 1, onde cada ensaio realizado está marcado com a letra X. Conforme pode ser observado na mesma, esse estudo buscou analisar os resultados vistos nos extremos e centro da tabela, ou seja, os casos com maiores tensões e maiores e tempos e também o contrário, podendo assim gerar uma ideia de como esse material se comporta e gerar resultados para uma posterior abordagem mais específica, facilitando assim os próximos estudos.

	5 V	10 V	15 V	20 V	25 V	30 V
30 s	X					X
60 s		X	X	X	X	
90 s	X					X

Tabela 1: Ensaios realizados na geração da superfície de resposta para o metal patente

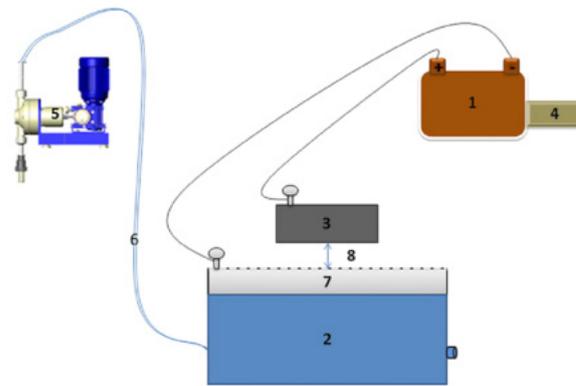


Figura 1: Aparato de texturização. Adaptado de PARREIRA, COSTA E GALLO (2012)

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

Para todos os casos citados na Tab. 1, foram retiradas fotografias em um microscópio e depois foram realizadas medidas em um perfilômetro, para que assim fosse possível se avaliar a profundidade dos chevrons para cada experimento.

Conforme pode-se ver na Fig. 1, temos em (a) destacado de amarelo a linha pela qual o apalpador do perfilômetro realizou as medições do perfil da amostra e em (b) algumas medidas dos chevrons usinados para um ensaio de 5 V e 30 s. Qualitativamente, dentre todas as amostras, essa se mostrou com melhor acabamento e com as marcas usinadas com melhor qualidade. Abaixo, na Fig. 3, pode-se observar o perfil da amostra retirado por meio do software Mountains Map Universal versão 3.0.11.

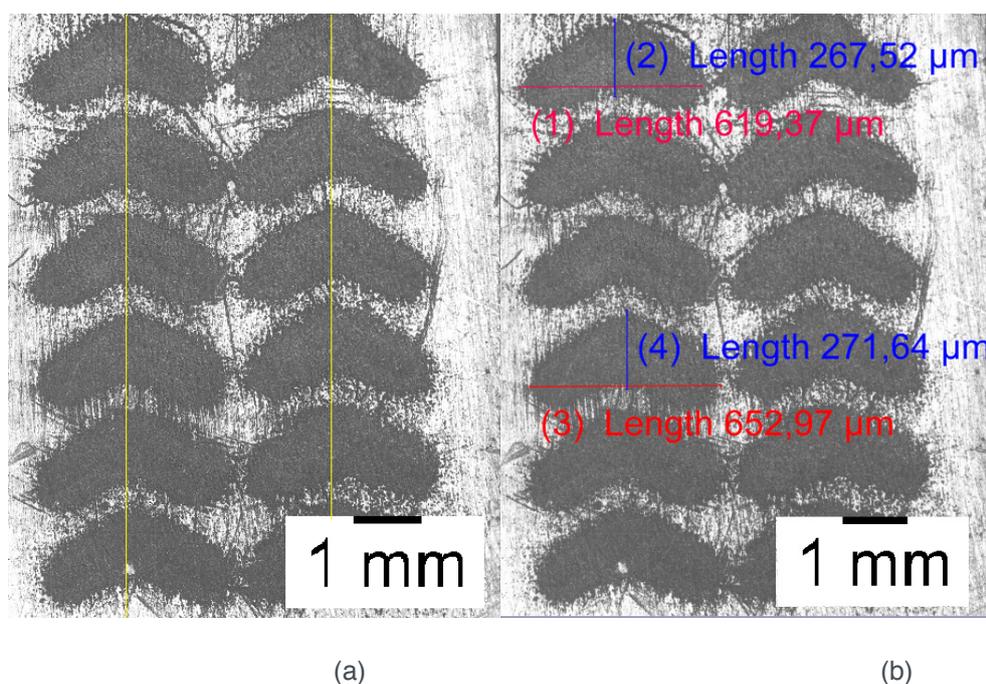


Figura 2: Fotografia da superfície texturizada com 5 V durante 30 s. (a) temos duas linhas amarelas que indicam o trecho percorrido pelo perfilômetro e em (b) algumas medidas dos chevrons usinados na peça

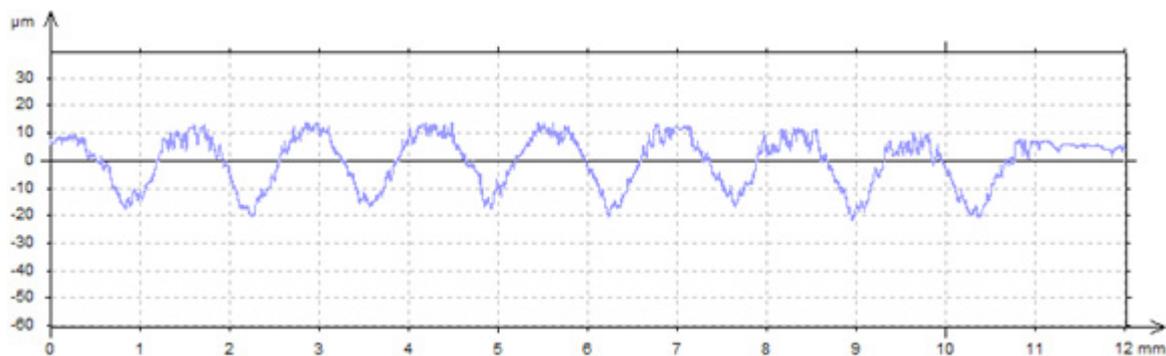


Figura 3: Perfil da superfície texturizada para 5 V 30 s, obtido por meio de um perfilômetro retirado da coluna da direita mostrada na Fig. 2(a)

Para que fosse possível realizar uma análise quantitativa dos testes realizados, foram analisados alguns parâmetros superficiais obtidos pelo mesmo software citado acima. Para se obter esses resultados, uma micro filtragem foi realizada com um raio de $2,5 \mu\text{m}$, com um filtro gaussiano de 0,8. Na Tab. 2 pode-se confirmar após observar todos os parâmetros, que o caso de texturização com 5 V e 30 s apresenta os melhores resultados. Outro ensaio que apresenta bons resultados é o de 30 V e 30 s. Ao analisar a tabela de forma geral, pode-se perceber que ensaios longos para esse tipo de material, apresentam resultados com qualidade inferior, além de perderem a capacidade de impressão de qualidade dos chevrons na superfície das amostras, com vales malformados com profundidade/largura irregulares.

	Ra [m]	Rq [m]	Rsk	Rku
5 V 30 s	$1,48 \times 10^{-6}$	$1,89 \times 10^{-6}$	0,07	3,49
5 V 90 s	$2,90 \times 10^{-6}$	$3,50 \times 10^{-6}$	-0,57	2,92
10 V 60 s	$5,04 \times 10^{-6}$	$6,55 \times 10^{-6}$	-1,18	5,57
15 V 60 s	$6,94 \times 10^{-6}$	$8,30 \times 10^{-6}$	-0,41	2,67
20 V 60 s	$1,76 \times 10^{-6}$	$2,17 \times 10^{-6}$	-0,86	4,15
25 V 60 s	$5,82 \times 10^{-6}$	$6,87 \times 10^{-6}$	-0,04	3,21
30 V 30 s	$2,86 \times 10^{-6}$	$3,33 \times 10^{-6}$	0,25	2,56
30 V 90 s	$3,16 \times 10^{-6}$	$4,01 \times 10^{-6}$	0,47	6,49

Tabela 2: Parâmetros superficiais retirados das amostras texturizada

4 | CONCLUSÕES

Conforme mostrado e comentado nesse trabalho, pode-se perceber que não são indicados valores de tensão elevados com longos tempos de ensaio. O melhor resultado foi alcançado para um ensaio com tensão de 5 V e 30 s. Também pode-se retirar desse trabalho a possibilidade de novas investigações para outras tensões com ensaios de 30 s, já que conforme pode ser visto no caso de 30 V e 30 s, esse mostrou-

se com potencial de melhor investigação para melhor avaliação do mesmo.

REFERÊNCIAS

Costa, H. L.; Hutchings, I. M. **Development of a Maskless Electrochemical Texturing Method**, 2009.

Costa, H. L.; Hutchings, I. M. **Hydrodynamic lubrication of textured steel surfaces under reciprocating sliding conditions**. Tribology International, Vol.40, 2007, pp. 1227-1238.

Parreira, J.G; Gallo, C.A; Costa, H.L. **New advances of maskless electrochemical texturing (MECT) for tribological purposes**. Surface and Coatings Technology, Vol.212, 2012, pp. 1-13.

Parreira, J.G. **Texturização superficial eletroquímica sem mascaramento com finalidades tribológicas**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, 2011.

Silva, L.R.R. **Texturização superficial de cilindros automotivos**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, 2016.

CORRELAÇÃO ENTRE DIFERENTES FORMAS DE AVALIAÇÃO MICROESTRUTURAL DE FERROS FUNDIDOS E SEU COEFICIENTE DE ATRITO

Luiz Eduardo Rodrigues Vieira

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – MG

Guilherme de Oliveira Castanheira

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - MG

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – MG

Wisley Falco Sales

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – MG

Álisson Rocha Machado

Pontifícia Universidade Católica do Paraná
Curitiba – PR

Wilson Luiz Guesser

Universidade do Estado de Santa Catarina
Florianópolis - SC

RESUMO: A combinação das propriedades mecânicas apresentadas pelo ferro fundido vermicular aliadas ao desenvolvimento de técnicas metalúrgicas de produção em larga escala na década de 90, criaram um nicho para este material na produção de motores sobrealimentados. Com a finalidade de parametrizar as diferentes propriedades mecânicas desse material é necessária uma constante evolução nas técnicas de

caracterização de sua microestrutura. Este trabalho visa caracterizar três diferentes amostras de ferro fundido vermicular de alta resistência, correlacionando sua microestrutura obtida por duas diferentes técnicas de caracterização com o seu desempenho tribológico em relação ao coeficiente de atrito. Com base nos resultados observou-se que a técnica de ataque metalográfico profundo utilizando água régia resulta em uma melhor visualização do aspecto tridimensional da grafita e perlita. Os resultados tribológicos por sua vez indicam que o refino da grafita e a adição de molibdênio são efetivos tribologicamente ao reduzir o coeficiente de atrito do material.

PALAVRAS-CHAVE: Ferro fundido vermicular, Nital, Água Régia, Esclerometria.

ABSTRACT: The combination of the mechanical properties presented by vermicular cast iron combined with the development of metallurgical techniques of large-scale production in the 90's created a niche for this material in the production of supercharged engines. In order to parameterize the different mechanical properties of this material a constant evolution in the techniques of characterization of its microstructure is necessary. This work aims to characterize three different samples of high strength vermicular cast iron, correlating its microstructure obtained by two different techniques of characterization

with its tribological performance in relation to the coefficient of friction. Based on the results it was observed that the technique of deep metallographic attack using royal water results in a better visualization of the three-dimensional aspect of graphite and perlite. The tribological results in turn indicate that the refining of graphite and the addition of molybdenum are effective tribologically by reducing the coefficient of friction of the material.

KEYWORDS: Compacted graphite iron, nital, aqua regia, scratch hardness.

1 | INTRODUÇÃO

A crescente demanda por blocos de motores sobrealimentados mais eficientes exige a utilização de materiais cada vez mais resistentes mecanicamente, mais leves e que suportem maiores pressões e temperaturas na câmara de combustão sem que haja perda de resistência ao desgaste.

Guesser et al. (2003) indica que o Ferro fundido vermicular surge como uma alternativa viável para a produção destes novos motores, uma vez que apresenta propriedades mecânicas intermediárias entre os ferros fundidos cinzento e nodular. Guesser et al. (1997); (2004) afirma que estas propriedades intermediárias resultam em uma combinação de capacidade de absorção de vibrações, dissipação de calor e resistência ao desgaste favorável à sua utilização para motores sujeitos a elevadas taxas de compressão.

Segundo Guesser et al. (2009) o ferro fundido vermicular (CGI) se diferencia por apresentar a grafita em uma forma intermediária entre as do ferro fundido cinzento e as do ferro fundido nodular. Os veios de grafita curtos, espessos e de bordas arredondadas do ferro fundido vermicular fazem com que o material apresente bons níveis de resistência mecânica, tenacidade, ductilidade e resistência a choques térmicos. Esses resultados favoráveis permitiram a abertura de um grande espaço para o uso desse material na indústria automobilística.

Esse trabalho tem como objetivo caracterizar três tipos de ferro fundido vermicular de alta resistência por meio de metalografia convencional utilizando NITAL 2% e um ataque profundo com água régia. Esta caracterização será comparada com o desempenho tribológico por meio de ensaios de esclerometria, correlacionando a microestrutura com o potencial tribológico de cada material.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

Nesse trabalho foram analisados três tipos de ferros fundidos vermiculares com matriz perlítica, ferro fundido vermicular classe 450 (CGI-A) usado como benchmark, um segundo com refino de grafita (CGI-B) e um terceiro com refino de grafita e adição de Molibdênio (CGI-C). A dureza Brinell destes materiais é ilustrada na Figura 1, aferida

com carga de 187.5 Kgf usando uma esfera de carboneto de tungstênio de 5mm.

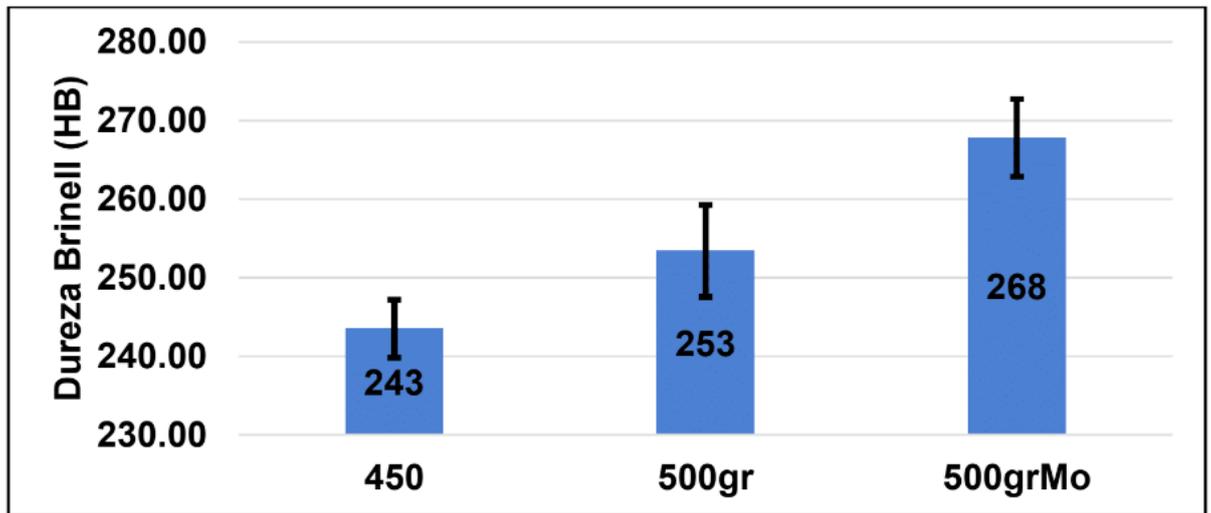


Figura 1. Dureza dos Ferros Fundidos vermiculares (Da silva, 2018).

Três grupos de amostras de cada um dos materiais avaliados tiveram sua superfície preparada utilizando, sequencialmente, lixas d'água de granulometria 100, 220, 320, 400, 600, 1200 #Mesh, seguida de polimento com óxido de cromo ($5\mu\text{m}$) e alumina ($0.3\mu\text{m}$). Ao final do processo de acabamento superficial as amostras foram limpas por meio de banho ultrassônico utilizando acetona.

No primeiro grupo foram realizados ensaios de esclerometria, através de um tribômetro universal, apresentado na Figura 2. O tribômetro possui as especificações apresentadas na Tabela 1. Como contra-corpo foi utilizado um indentador esférico de metal duro de WC-Co de 5,0 mm de diâmetro, com cargas variando linearmente de 5-40 N em uma distância de 3.5 mm, sendo realizadas três repetições por amostra.

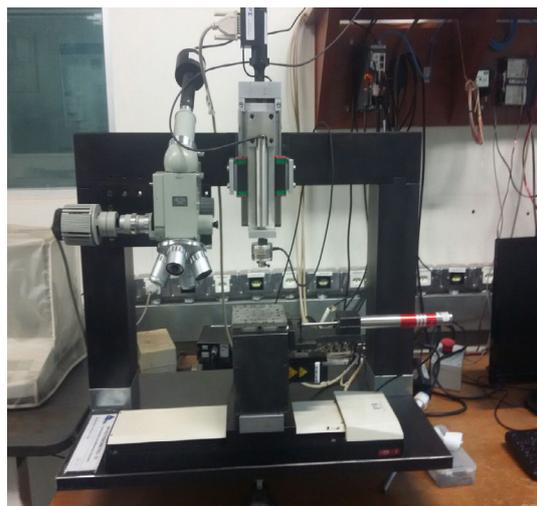


Figura 2..Tribômetro universal.

Propriedades	Especificação
Mesas X, Y e Z	0,1 μm

Atuador piezoeletrico	120 μm de curso e precisão de 2,4 μm
Sensor de posição LVDT	Resolução 7,87 mV/m
Célula de carga	Amplitude 0,02-120N

Tabela 1. Especificações do tribômetro universal

O segundo grupo de amostras recebeu um ataque químico com Nital 2% por 15 segundos (Figura 7), com a finalidade de revelar sua microestrutura conforme Copaert (1974). O terceiro grupo recebeu ataque químico com água régia (1:3 HNO₃ e HCl) por 25 minutos. Este composto promove o ataque da ferrita da matriz do material, uma vez que a ferrita possui maior reatividade química em virtude de suas ligações predominantemente metálicas, especialmente quando comparadas ao carboneto de ferro Fe₃C (cementita) presente na perlítica e a grafita livre. Após o término do ataque as amostras foram limpas utilizando acetona em um banho ultrassônico por 3 minutos e posteriormente analisadas em um microscópio eletrônico de varredura (MEV). Nesse equipamento a análise foi realizada utilizando elétrons secundários para avaliar a topografia das amostras.

3 | RESULTADOS E DICUSSÃO

Os resultados das forças aplicadas nos ensaios tribológicos em relação aos eixos X, Y e Z durante a distância percorrida dos riscos são apresentados na Figura 3, Figura 4 e Figura 5. A partir desses dados, a Figura 6 apresenta as médias de coeficiente de atrito calculadas com base na equação:

$$\text{Coeficiente de atrito} = \frac{\sum_1^n \frac{(F_x + F_y)}{F_z}}{n}$$

A partir da análise do Figura 6 é possível perceber que o coeficiente de atrito do CGI-A é maior que do CGI-B. Isso se deve ao fato de que a segunda amostra apresenta grafita refinada em sua composição, que por estar mais bem distribuída potencializa seu efeito lubrificante. O terceiro tipo de amostra (CGI-C) apresentou o menor coeficiente de atrito dentre as analisadas, já que apresenta molibdênio na forma de carboneto de molibdênio em sua composição, que por ser um composto cerâmico apresenta uma alta dureza, contribuindo para a redução do coeficiente de atrito.

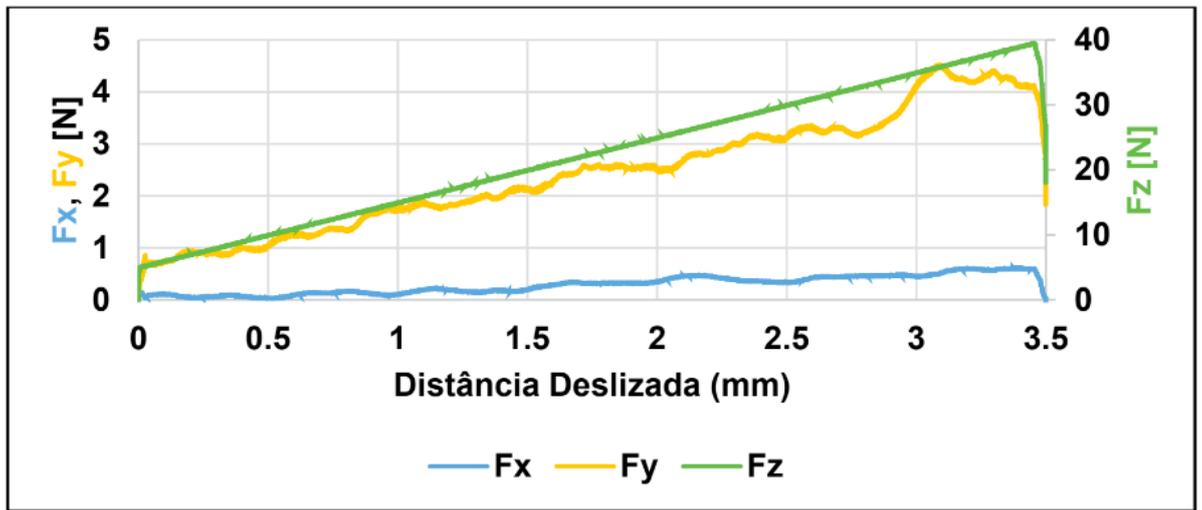


Figura 3. Esclerometria CGI-A.

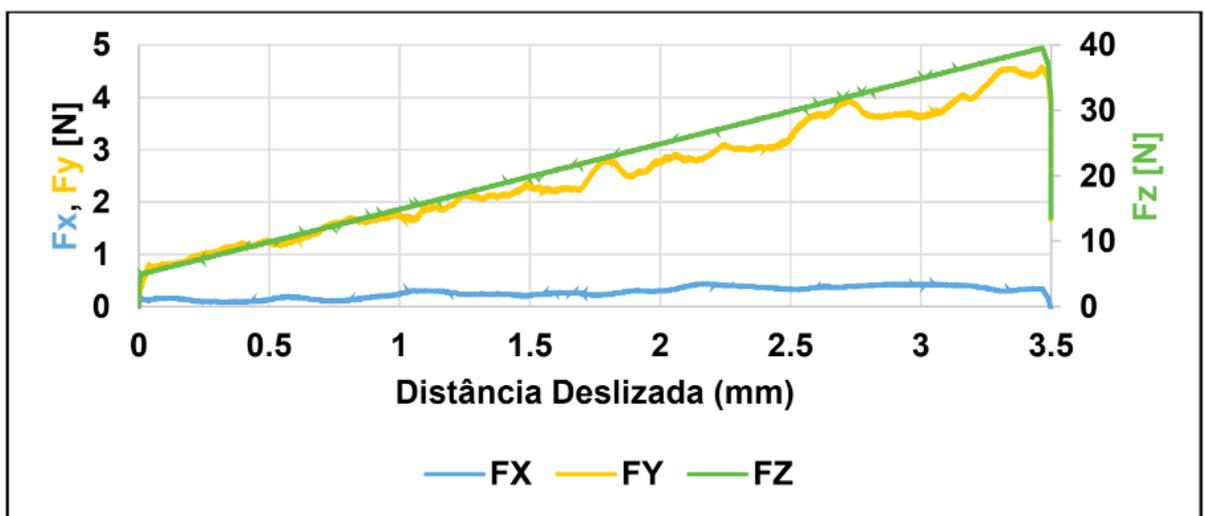


Figura 4. Esclerometria CGI-B.

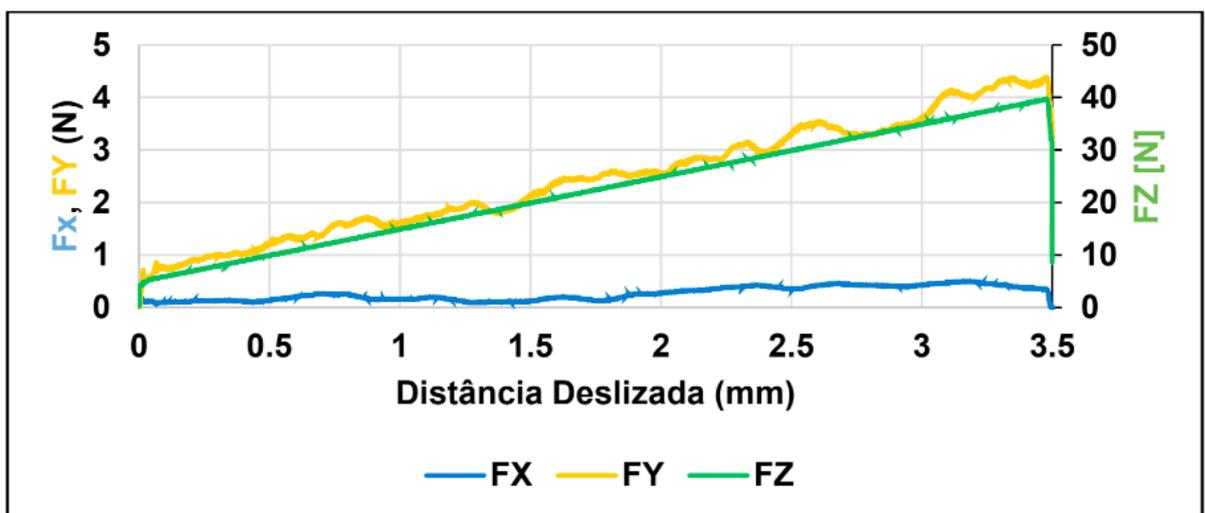


Figura 5. Esclerometria CGI-C.

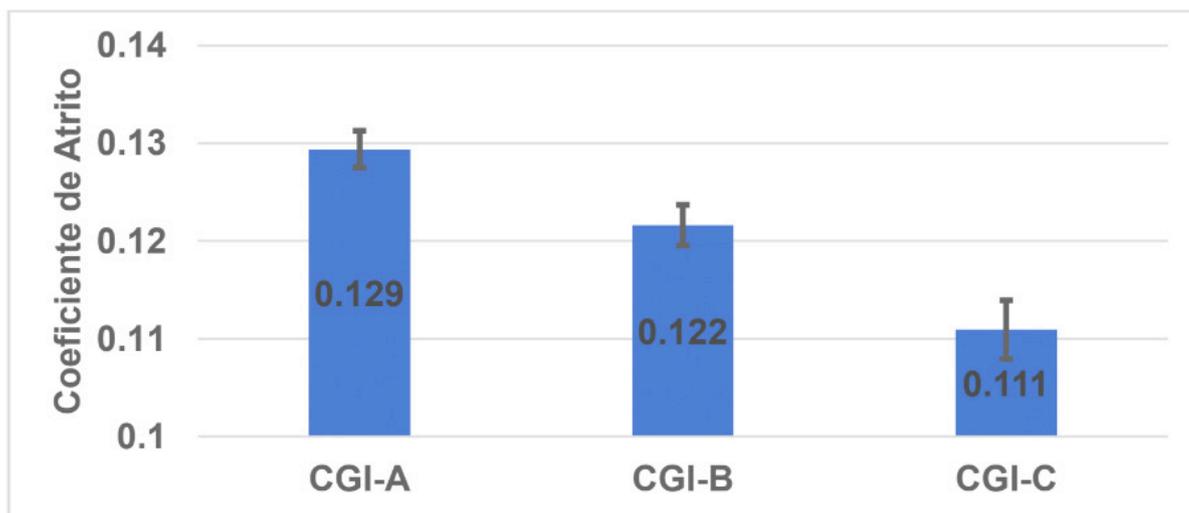


Figura 6. Coeficiente de atrito médio entre os três tipos de amostras.

A partir da análise da Figura 7 é possível perceber que o ataque com Nital dá apenas uma idéia bidimensional da microestrutura do material. Na Figura 8 é possível observar a matriz predominantemente perlítica, e na Figura 9 a presença conjunta de grafitas vermiculares e nodulares. A Figura 10 ilustra a análise por MEV das amostras atacadas profundamente com água régia, sendo possível analisar diferentes morfologias de grafita e sentidos de crescimento da perlita para o mesmo material.

Em relação a análise microestrutural o ataque com Nital, por permitir apenas a visualização bidimensional da amostra, mostra-se menos eficiente, já que pode levar a incertezas em relação à distância interlamelar e sentido de crescimento da perlita. No primeiro ataque (Figura 7), apenas podem ser observadas cementitas nucleadas em um plano, conforme indicado pelo círculo vermelho na Figura 8. Com o ataque com água régia foi possível observar que as lamelas de cementita se desenvolveram em mais de um plano, como pode ser visualizado na Figura 11.

A partir da análise das imagens obtidas após o ataque com água régia (Figura 10) é possível perceber que o ataque utilizando Nital 2% não nos permite uma grande acurácia na determinação do tipo de grafita (vermicular, intermediária ou nodular), pois o ataque bidimensional permite a visualização apenas de um plano das grafitas, como ilustrado pelo círculo vermelho na Figura 9. Isso pode levar a erros de medição já que uma grafita pode ter um de seus planos superiores caracterizados como nodular, porém o restante de sua estrutura pode ou não seguir esse padrão, como observado na Figura 12.

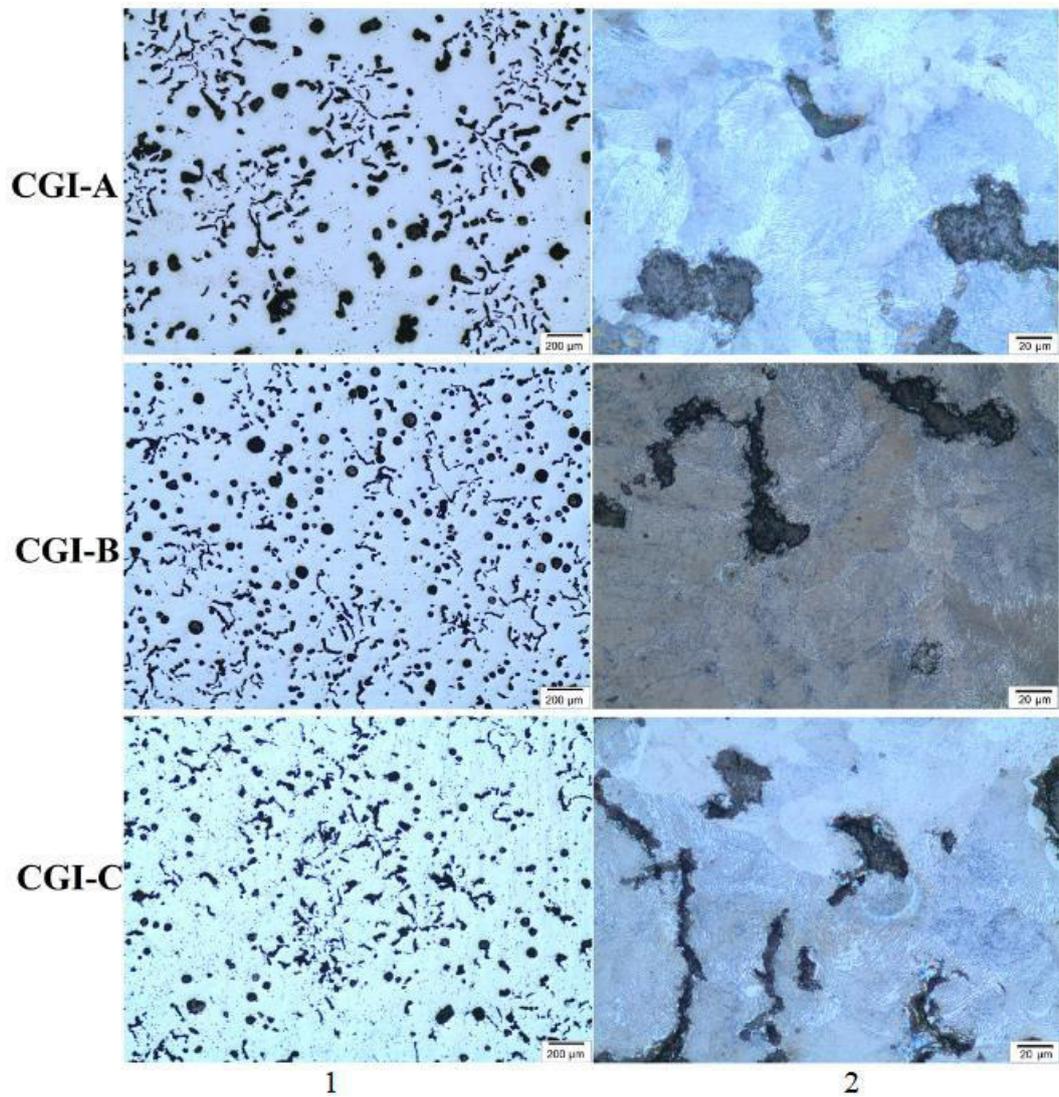


Figura 7. Microestruturas dos ferros fundidos vermiculares atacadas com Nital 2% por 30 segundos. (1) Amostras sem ataque. (2) Amostras atacadas (Da Silva, 2018).



Figura 8. Vista bidimensional da matriz perlítica do material. (VIEIRA, L. E. R., 2018)

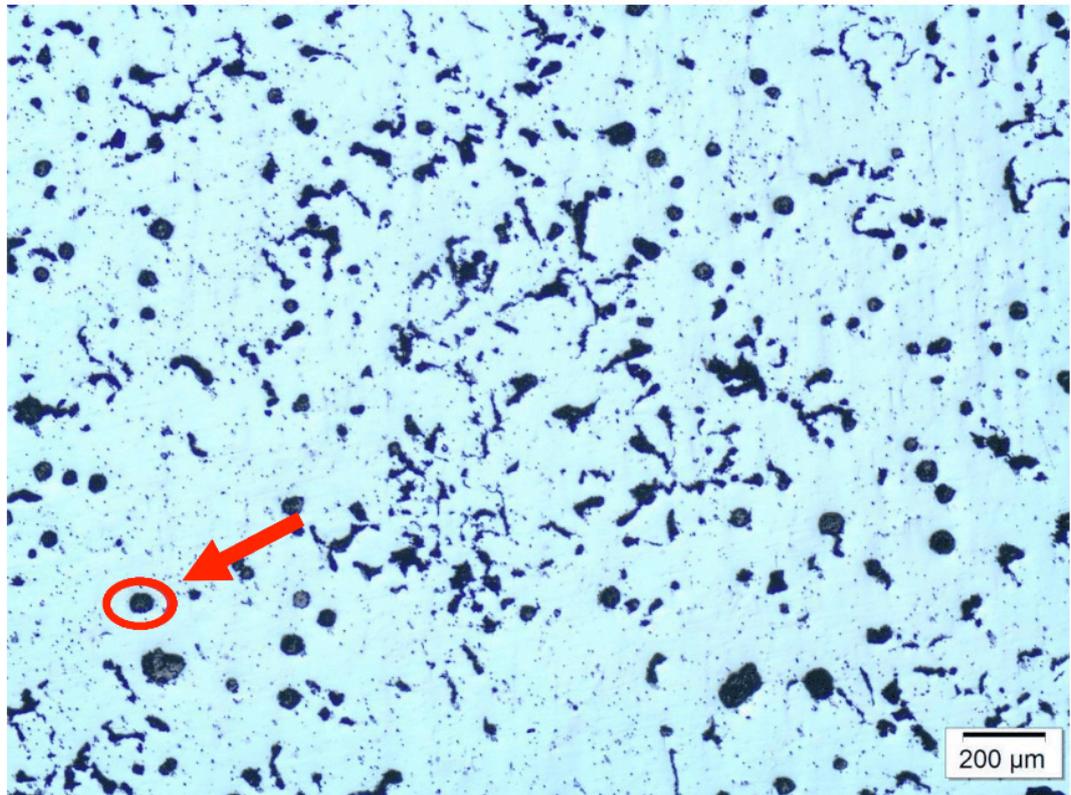
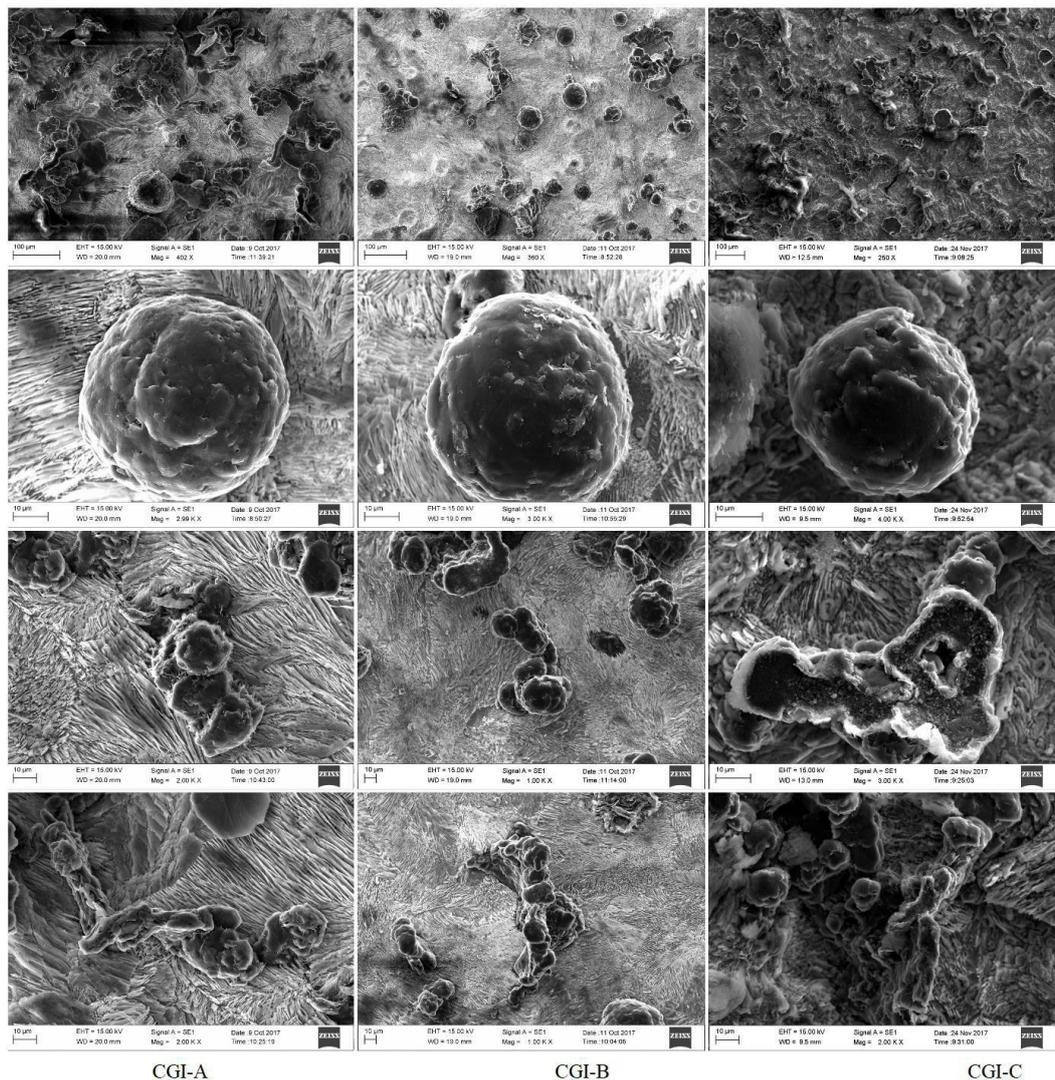


Figura 9. Vista bidimensional da grafita, com uma grafita nodular em destaque. (VIEIRA, L. E. R., 2018)



CGI-A

CGI-B

CGI-C

Figura 10. Microestrutura 3D dos ferros fundidos vermiculares atacados com água régia por 25 minutos.(VIEIRA, L. E. R., 2018)

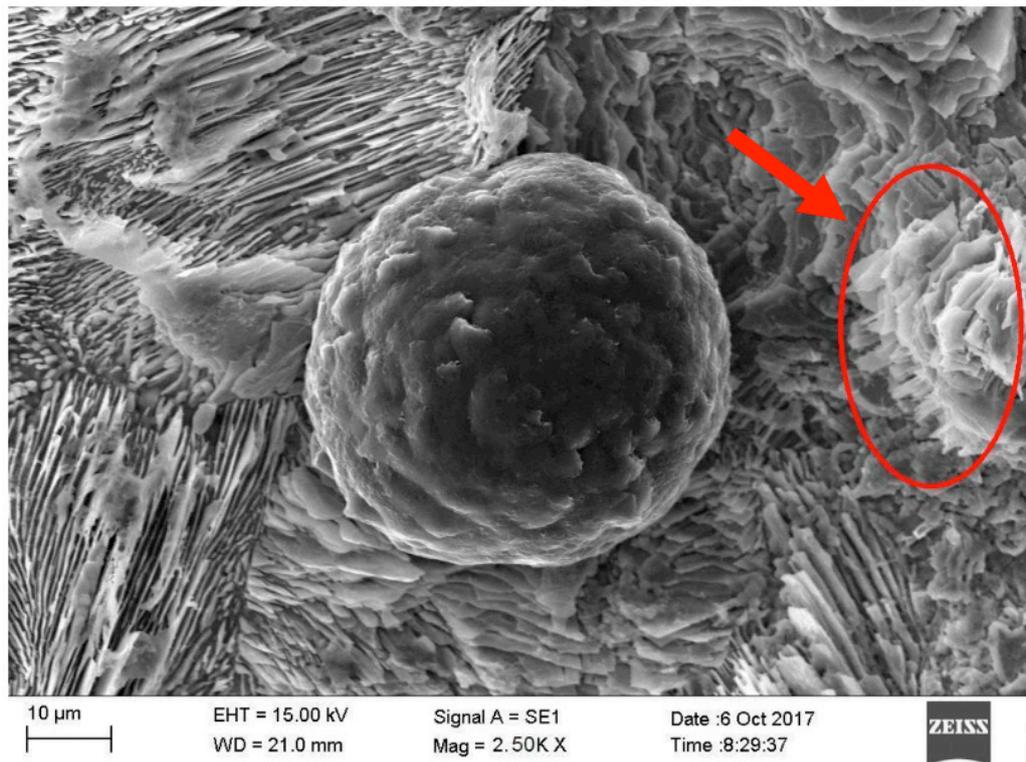


Figura 11. Vista tridimensional das lamelas de cementita.(VIEIRA, L. E. R., 2018)

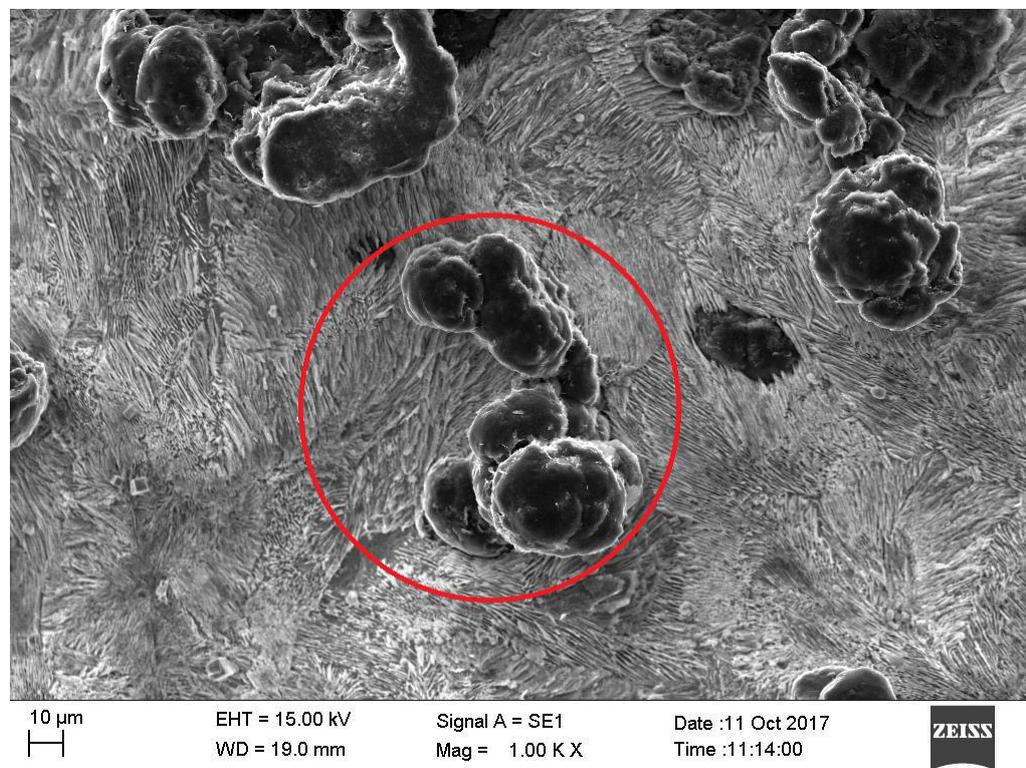


Figura 12. Vista tridimensional de uma grafita vermicular.(VIEIRA, L. E. R., 2018)

4 | CONCLUSÃO

A grafita refinada presente no CGI-B age de maneira mais eficiente como lubrificante sólido de modo a diminuir seu coeficiente de atrito em relação ao CGI-A. O carboneto de molibdênio encontrado na estrutura de CGI-C contribuiu ainda mais para a diminuição do coeficiente de atrito quando comparado com o CGI-B, o que torna esse material mais vantajoso tribologicamente para produção componentes automotivos.

Foi observado que o ataque químico com água régia aliado a análise em MEV foi mais efetivo que o ataque químico feito com NITAL 2%, já que gerou a visualização tridimensional da superfície, o que pode permitir uma maior precisão na avaliação da distância interlamelar da cementita presente na matriz do material e, principalmente, das formas da grafita. Tendo em vista que o teor de nodularidade é um dos principais parâmetros a serem avaliados nos ferros fundidos vermiculares, o aumento da precisão ao se mensurar o percentual destes nódulos na matriz é um fator indispensável no controle de qualidade do material.

Como pontos negativos do ataque com água régia em relação ao Nital vale ressaltar o risco ao operador durante o processo já que esse reagente apresenta um teor de acidez mais acentuado que o Nital.

REFERÊNCIAS

- COLPAERT, H., **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns**, 3ª. ed. São Paulo, Edgard Blucher, 1974.
- Da Silva, L. R. R. et al, Cutting Temperatures in End Milling of Compacted Graphite Irons, NAMRC 46, 2018.
- Guesser, W.L., I. Baumer, A.P. Tschiptschin, G. Cueva, A. Sinatora, **Ferros Fundidos Empregados para Discos e Tambores de Freio**, Brake Colloquium, SAE, 2003.
- Guesser, W.L., P. Duran, W. Krause, **Compacted graphite iron for diesel engine cylinder blocks**, Congrès Le diesel: aujourd'hui et demain Ecole centrale, 12-13, 2004.
- Guesser, W.L., L.C. Guedes, **Desenvolvimentos recentes em ferros fundidos aplicados à indústria automobilística**, IX Simpósio de Engenharia Automotiva, AEA, São Paulo, 1997.
- Guesser, W.L., **Propriedades mecânicas dos ferros fundidos**, Blucher, 2009.
- VIEIRA, L. E. R. et al, **Comparação das técnicas de ataque químico convencional e profundo na avaliação da forma da grafita em ferros fundidos vermiculares**, CONEM, 2018.

MANUFATURA DE LIGA DE AL5%CU PELO PROCESSO DE METALURGIA DO PÓ

André Pereira da Silva

Centro Universitário UniEvangélica –
UniEvangélica
Anápolis – GO

Juliano de Lemos Navarro

Centro Universitário UniEvangélica –
UniEvangélica
Anápolis - GO

Leonardo Almeida Lopes

Centro Universitário UniEvangélica –
UniEvangélica
Anápolis - GO

Felipe Antônio Viana de Araújo

Centro Universitário UniEvangélica –
UniEvangélica
Anápolis - GO

Gabriel Aires Honorato

Centro Universitário UniEvangélica –
UniEvangélica
Anápolis – GO

Sérgio Mateus Brandão

Centro Universitário UniEvangélica –
UniEvangélica
Anápolis - GO

dos processos metalúrgicos convencionais na fabricação de peças sem a necessidade de atingir o ponto de fusão do material. As etapas do processo se resumem a fabricação da matriz, mistura do pó, compactação por compressão e sinterização. É um método aplicado em vários setores do ramo industrial, principalmente o automobilístico para a fabricação de peças pequenas com alto acabamento superficial e com propriedades mecânicas satisfatórias para tal setor. O objetivo do trabalho é realizar o estudo de corpos de provas de Al5%Cu obtidos pelo processo de metalurgia do pó, buscando compreender como suas etapas funcionam e como fatores de compressão e tempo de mistura influenciam no produto final, verificando sempre a microestrutura da liga, dureza e densidade do material. O processo experimental partiu da separação do pó para cada linha de pesquisa e feita a mistura de tal em tempos de trinta minutos, uma hora e duas horas. Nesse sentido, foi feita a compactação em 2 e 3tf (toneladas forças), para então realizar a sinterização a 600°C por uma hora. A caracterização das amostras foi realizada por testes de durezas, estudos metalográficos e cálculos de densidades. Os resultados comprovam que a mistura de uma hora apresentou uma melhor relação de custo, tempo e propriedades mecânicas satisfatórias, cujo apresenta uma melhor homogeneidade no composto em relação a mistura de trinta

RESUMO: A Metalurgia do Pó é o processo metalúrgico de fabricação de peças metálicas, não metálicas e cerâmicas, na qual se diferencia

minutos e uma densidade mais próxima do metal base, alumínio.

PALAVRAS-CHAVE: Processo Metalúrgico. Compactação. Sinterização.

ABSTRACT: Powder Metallurgy is the metallurgical process of manufacturing metallic, nonmetallic and ceramic pieces, in which it differs from conventional metallurgical processes in the manufacture of parts without having to reach the melting point of the material. As phases of the production process, the powder mixture, compression compaction and sintering. It is a method that operates in several sectors of the industrial branch, mainly the automobile industry for the manufacture of small parts with high surface finish and with mechanical characteristics satisfactory for the sector. The objective of this work is to perform the study of its loops in function of the performance and how the factors of pressure and class time influenced the final result, always verifying the microstructure of the alloy, hardness and the density of the material. The experiment started with the separation of the powder for each line of research and a mixture of thirty minutes, one hour and two hours was made. In this sense, a compression was done in 2 and 3tf (tons forces), then sintered at 600°C for one hour. The characterization of the samples was performed by hardness tests, results studies and density calculations. The results showed that the one hour mixture presented a better cost, time and satisfactory mechanical characteristics, which presents a better homogeneity in relation to a mixture of time and a new base near metal, aluminum.

KEYWORDS: Powder metallurgy. Compression. Sintering

1 | INTRODUÇÃO

A Metalurgia do Pó é o processo de conformação em que se utiliza a mistura heterogênea de pó metálico com o intuito de se obter peças com propriedade mecânicas ideais e um acabamento superficial excelente. Apesar da metalurgia do pó ser considerada um processo recente, há indícios de que tal técnica foi empregada há cerca de 6000 anos a.C em peças de ferro ou de metais preciosos como em espadas e lanças, na qual são obtidas pela união de partículas metálicas incandescentes por martelamento. Contudo, somente no século XIX surgem as primeiras notícias a respeito de Metalurgia do Pó utilizado na fabricação de peças com metais de alto ponto de fusão, cujo na época não se possuía meios suficientes para a fusão desses metais (CHIAVERINI, 1992).

A partir desse momento houve contribuições em várias áreas do setor industrial a respeito de tal técnica, como por exemplo, em 1829 Wollaston deu ao público um processo para produzir platina compactada a partir do pó desse metal. Na primeira metade do século XIX Townsend obtinha amálgamas – metálicos, utilizando uma mistura de pós de ouro, prata e estanho como mercúrio. Entretanto, somente no início deste século, Coolidge forneceu para o setor industrial a mais importante contribuição em relação a metalurgia do pó, cujo em 1910 desenvolveu um processo de fabricação

de fios de tungstênio dúcteis, para o emprego em lâmpadas incandescentes, a partir de seu pó, uma vez que o seu ponto de fusão é de 3410°C impossibilitando, na época, a sua obtenção por métodos de metalurgia convencionais (CHIAVERINI, 1992).

Na década de 1930 e principalmente após a Segunda Guerra Mundial, há a expansão da utilização do pó de ferro na fabricação de componentes mecânicos. Na qual, as indústrias automobilísticas e mecânicas foram as principais responsáveis pela utilização de tal método, sempre sob o ponto de vista de custo, velocidade de fabricação e qualidade (CHIAVERINI, 1992).

1.1 Características e Limitações

Em algumas situações a metalurgia do pó têm-se a possibilidade de obter características especiais, como controle de propriedades (filtros metálicos), associação de diferentes metais com a preservação das características de cada componente (contatos elétricos de tungstênio-prata), associação de metais com materiais não-metálicos (discos e materiais de fricção), eliminação de qualquer excesso de material na forma de rebarbas, além de exercer rigoroso controle sobre o produto acabado, em vista da capacidade de partir-se de metais extremamente puros (CHIAVERINI, 1992).

O processo de metalurgia do pó é um método que é apenas justificado para a fabricação de grandes lotes, uma vez que apresenta elevado custo ferramental em relação as matrizes e componentes de compactação, principalmente quando as peças apresentam uma geometria complexa. Outra importante limitação em relação a tal técnica é em comparação a dimensão das peças, contudo é uma característica que está sendo superada por meios de compactação mais avançados como isostáticas ou a quente (PIECZONKA *et. al*, 2005). Além disso, tal fator estar relacionado diretamente com os equipamentos, já que para fabricar peças grandes é necessário prensas mais complexa, logo isso aumenta o custo de fabricação (CHIAVERINI, 1992).

1.2 Etapas do Processo

A Metalurgia do Pó tem como objetivo de transformar sem fusão efetiva, pós metálicos ou não metálicos utilizando pressão para compactação e calor, por meio de um tratamento térmico de sinterização, na qual se realiza a uma temperatura inferior à do ponto de fusão do material base (SANDEROW, 1998).

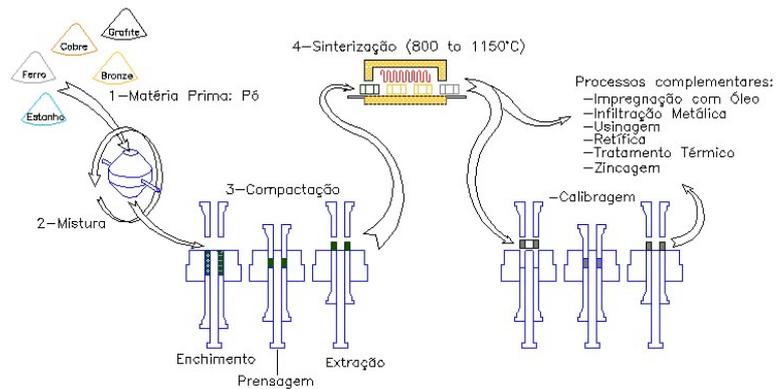


Figura 1. Processo de Metalurgia do Pó.

O processo de fabricação de peças mecânicas por metalurgia do pó é dividido em três etapas fundamentais como a mistura e homogeneização, moldagem ou compactação e o aquecimento ou sinterização, como mostra a Fig. 1. São etapas que apresentam como parâmetro de controle, principalmente, a temperatura, a carga de compressão e tempo de mistura (GOMES DE BRITO *et. al*, 2007).

A mistura e homogeneização é uma operação que aumenta o contato entre as partículas. O resultado depende do tamanho e da forma das partículas. Na qual, quanto maior a uniformidade do tamanho da partícula do material a ser misturado ou homogeneizado, maior a possibilidade de obterem-se resultados uniformes e consistentes. Contudo, partículas maiores apresentam forte tendência de segregar. Logo, se possível, a eliminação dessas partículas maiores dever ser realizada (CHIAVERINI, 1992).

O processo de mistura conta com a adição de um agente lubrificante ao composto, que possui como função diminuir o atrito das partículas de pó entre si e o atrito destas com o ferramental de compactação, cujo facilita a remoção das peças (SALGADO, 2002). Os lubrificantes mais comuns são ácido esteárico, estearato de zinco, estearato de lítio e ceras sintéticas, em que a temperatura de “queima” de tais elementos é feita em torno de 370, 425 e 480°C, respectivamente (CHIAVERINI, 1992).

Existem dois principais aparelhos para ser feito essa mistura. O aparelho duplo cone que trabalha com carga em 50% do seu volume e rotação contínua no eixo horizontal, misturando o pó com pequena ou nenhuma modificação do tamanho e da forma das partículas individuais. Já o misturador em V, que mantém a carga em 60% do seu volume, da qual provoca uma leve modificação na forma e na densidade das partículas (CHIAVERINI, 1992).



Figura 2. Misturador bicônico, em V e cilíndrico.

O processo de compactação é dado pela aplicação de pressão uniaxial ou biaxial nos pó, à temperatura ambiente, no interior da matriz, na qual a cavidade corresponde normalmente à forma e dimensão da peça final (SALGADO, 2002). Os objetivos principais desta etapa são: conforma o pó na forma projetada; conferir as dimensões finais, levando em conta as possíveis alterações dimensionais que possam ocorrer durante a sinterização; conferir a adequada densidade ao compactado; conferir a resistência mecânica necessária para o manuseio posterior; proporcionar o necessário contato entre as partículas de pó, para que a operação de sinterização seja efetuada de modo mais eficiente (CHIAVERINI, 1992).

Entre os diversos tipos de compressão os mais importantes para a metalurgia do pó são: compressão em matrizes rígidas, compressão isostática, compressão por laminação de pós (conformação de chapas e tiras) e extrusão de pós metálicos (CHIAVERINI, 1992).

A sinterização é a etapa em que consiste no aquecimento dos compactos verdes, obtidos na operação de compactação, à temperatura elevadas, porém abaixo do ponto de fusão do metal ou do principal constituinte da liga metálica considerada, sob condições controladas de tempo, temperatura e meio ambiente (PIECZONKA *et. al*, 2005). Como resultado, as partículas que constituem o compacto ligam-se entre si e o material adquire as características desejadas de densidade, dureza e resistência mecânica (CHIAVERINI, 1992).

Nesse sentido, a temperatura ideal para a sinterização é da ordem 2/3 a 3/4 da temperatura de fusão da liga considerada. O ferro, por exemplo, a sua temperatura de sinterização varia de 1000 a 1200°C. Outro fator importante é que tal operação depende do ambiente, de modo que o rigoroso controle de tal impede que aconteçam fenômenos indesejáveis durante o processo. De tal modo, é necessário empregar uma atmosférica protetora que tem como objetivo: evitar ou minimizar qualquer reação química entre o compacto verde com o meio, evitando a oxidação; remover impurezas presentes, principalmente películas de óxidos existentes não só na superfície como igualmente no interior da peça, devido sua porosidade intrínseca; fornecer, eventualmente, um ou mais elementos químicos para se ligarem com o metal do compacto (CHIAVERINI,

1992).

O tempo e temperatura de sinterização para alguns materiais são observados na tabela da Fig. 3. Vale lembrar, que as atmosféricas protetoras podem ainda manter uma condição de equilíbrio, de modo a evitar que se perca algum elemento de liga presente no compactado. Portanto, ambas as operações da consolidação dos pós podem ser realizadas simultaneamente, mediante a aplicação da técnica relativamente recente de “compactação a quente” (CHIAVERINI, 1992).

Tabela 6.2 Temperaturas e tempos de sinterização típicos		
Material	Temperatura (°C)	Tempo em minutos
Alumínio	600 – 630	10-30
Bronze	780 – 840	10-20
Cobre	850 – 900	10-40
Latão	850 – 900	10-40
Níquel	1.000 – 1.150	30-50
Aço Inox	1.050 – 1.250	30-60
Ferro, ferro + grafita	1.000 – 1.150	10-40

Figura 3. Tabela de tempo e temperatura de sinterização.

Portanto, o objetivo do trabalho é realizar o estudo de corpos de provas de Al5%Cu obtidos pelo processo metalurgia do pó, buscando compreender como suas etapas funciona e como fatores de compressão e tempo de mistura influenciam no produto final, verificando sempre a microestrutura da liga, dureza e a densidade do material.

2 | METODOLOGIA

2.1 Materiais Utilizados

- Pó de alumínio;
- Pó de cobre;
- Matriz cilíndrica 30 X 39,95 mm;
- Prensa Hidráulica (60 tf);
- Estearato de zinco;
- Misturador cilíndrico; Água destilada;
- Cadinho de cerâmica; Balança de precisão;
- Forno Mufla; Proveta;
- Microscópio Metalógrafo; Lixivia de Solda;
- Lixa de número 240, 320, 400, 600, 1200 e 2500;
- Alumina 1, 0,3 e 0,05 ;

2.2 Procedimento Experimental

Foi definido com base nas dimensões da matriz 30 X 39,95mm e um diâmetro interno de 13,20mm, o peso total de cada amostra em 3,1387g. Para atender a produção da liga proposta de Al5%Cu, foram pesados em balança analítica de precisão doze amostras, cujo foram divididos em três tempos de mistura, duas cargas de compactação para cada tempo e, por fim, em uma temperatura de sinterização. O objetivo da conformação de uma grande quantidade de corpos de provas é analisar, posteriormente, a dureza Rockwell de cada linha de experimento buscando verificar o maior número possível de dados para determinar uma média ideal.

Vale lembrar que o cálculo para determinar o peso de cada amostra partiu do conceito de densidade aparente, de modo que a base dos dados partiu do metal principal, o alumínio. Com o peso de cada peça, foi feita a separação dos pós para cada linha de experimento. Na qual, com o intuito de diminuir o atrito entre os componentes do ferramental de compactação, utilizou-se um adicional de 2% de estearato de zinco da massa total da mistura.

O procedimento de mistura foi realizado em um misturador cilíndrico, em que os tempos de misturas se dividiram em trinta minutos, uma hora e duas horas. Logo, em cada mistura foi verificado por meio de cálculos, a densidade aparente dos seus respectivos corpos de provas.

Portanto, com cada mistura realizada, foi feito a separação do pó para cada amostra de cada linha de ensaio e feito a compactação a frio com duas cargas diferentes 2 e 3tf, para cada tempo de mistura, utilizando uma prensa hidráulica de 60tf e uma matriz cilíndrica 30 X 39,95 mm. Com as peças compactadas foi realizado o estudo da densidade verde de cada peça (D_v), que é representada pela Eq. 2, cujo volume do compactado (V_c) foi apurado medindo cada amostra e a massa do compactado (m_c) foi analisada através da balança de precisão.

Nesse sentido, na terceira e última etapa do processo de Metalurgia do Pó foi feita o procedimento de sinterização. Durante essa fase as amostras foram posicionadas em um forno mufla de resistência (Quimis). O aquecimento da amostra iniciou-se em 54°C aumentando gradativamente em uma taxa de 22°C/min, até atingir a temperatura de “queima” do lubrificante de 450°C, permanecendo nessa temperatura por trinta minutos. Logo em seguida o aquecimento aumentou-se em uma taxa de 13,64°C/min até atingir a temperatura de sinterização de 600°C permanecendo por uma hora em tal temperatura. Por fim, as amostras permaneceram dentro do forno (desligado) buscando um resfriamento mais homogêneo e lento, de modo que os corpos de provas resfriaram em uma taxa de 1,91°C/min até alcançar a temperatura ambiente (25°C).

Para determinar a densidade de sinterização (D_s) representada pela Eq. 3, foi usado o Princípio de Arquimedes, na qual os corpos de provas foram pesados e mergulhados em uma proveta com água destilada verificando assim o volume que cada amostra apresenta (V_s). Por fim, tal densidade é calculada em função do volume

obtido e a massa da peça sinterizada (ms).

Para a realização dos estudos metalográficos por meio de microscopia óptica, as amostras foram submetidas em uma sequência de lixas com granulometria de números 240, 320, 400, 600, 1200 e 2500. Para o polimento das peças foi utilizado alumina de 1, 0,3 e 0,05 , seguido por uma limpeza de água corrente e álcool. Já no ataque químico foi utilizado lixívia de solda, cujo permaneceu sobre o corpo de prova por 5 a 10 segundos.

Além do estudo da microestrutura das amostras, foi feito uma análise do MEV dos pós de alumínio e cobre, na qual foram avaliados no MEV/EDS, modelo JSM 7100 F, da Universidade de Brasília (UnB).

Portanto, ao final do experimento, foi feito o estudo de como o tempo de mistura e a carga de compressão para compactação podem afetar as propriedades mecânicas do produto final em um processo de metalurgia do pó. Verificou-se a dureza Rockwell de cada corpo de prova e determinando graficamente a relação destas durezas com a carga de compressão.

2.3 Equações Governantes

As equações usadas em todo o experimento foram divididas entre densidade aparente (Da), densidade verde (Dv), densidade de sinterização (Ds) e pressão (P).

$$Da = m / V \quad (1)$$

$$Dv = mc / Vv \quad (2)$$

$$Ds = ms / Vs \quad (3)$$

$$P = F / A \quad (4)$$

3 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na Figura 4 pode-se observar a separação e identificação de cada pó utilizado durante todo o experimento, na qual foram armazenados em recipientes plásticos para facilitar o manuseio.

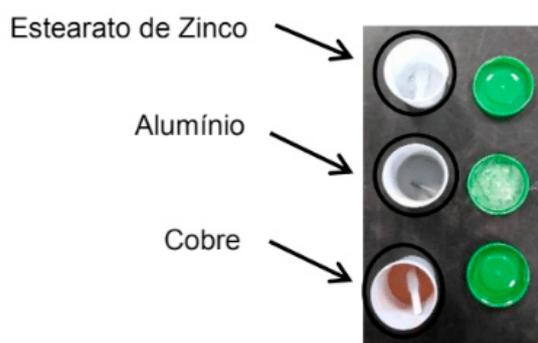


Figura 4. Pó de alumínio, cobre e estearato de zinco.

Para separar o pó de cada elemento foi feito um cálculo básico com o intuito de separar os 95% de alumínio, 5% de cobre e um adicional de 2% de estearato de zinco para cada mistura. Nesse sentido cada mistura deveria possuir 11,6933g de alumínio, 0,61544g de cobre e um adicional de 0,2461 g de estearato de zinco. A Tab. 1 mostra o peso experimental de cada mistura (m) que será usado na Eq. 1.

Material	Tempo 30min	Tempo 1h	Tempo 2h
Alumínio (95%)	11,6966	11,6952	11,6964
Cobre (5%)	0,6185	0,6204	0,61826
Estearato de Zinco (5%)	0,2475	0,2476	0,2482

Tabela 1. Peso de cada material (g)

Fonte: Autores.

Após a mistura de cada linha de pesquisa foi verificado a densidade aparente, através da Eq. 1, de cada amostra e feito uma média como mostra a tabela Tab. 2. O volume (V) para o cálculo parte das dimensões da cavidade da matriz representada na Fig. 5, na qual possui um valor de $3,2980\text{cm}^3$.

Tempo de Mistura	Densidade Aparente (g/cm^3)
Tempo de 30 min	0,9406
Tempo de 1 hora	0,9508
Tempo de 2 horas	0,9514

Tabela 2. Densidade aparente média de cada mistura

Fonte: Autores.

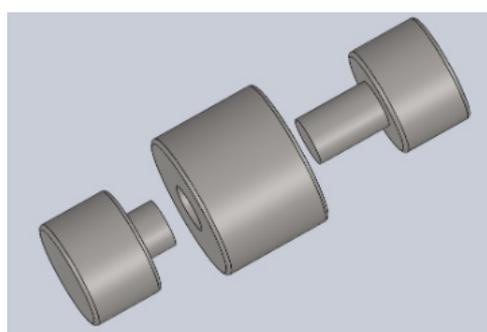


Figura 5. Matriz cilíndrica.

Na Figura 6 é possível observar como ficou as amostras após a compactação em cargas de 2 e 3 tf. Tais cargas foram determinadas de acordo com a Eq. 4, na qual a pressão (P) foi determinada de acordo com Vicente Chiaverini (1992), valendo $0,7\text{ tf}/\text{cm}^2$. Já a área (A) foi apurada pela seção da cavidade da matriz.



Figura 6. Amostras compactadas.

Após a compactação determinou-se a densidade verde dos corpos de provas medindo cada amostra e verificando seus pesos, como mostra a Tab. 3, Tab. 4 e Tab. 5.

Pressão de compressão	3 tf		2 tf	
Massa (g)	2,7356	2,8359	2,6343	2,9129
Diâmetro (mm)	13,3	13,3	13,4	13,3
Altura (mm)	8,4	8,6	8,3	9,1
Volume (cm ³)	1,167	1,1948	1,1705	1,2642
Densidade verde (g/cm ³)	2,3441	2,3735	2,2505	2,304

Tabela 3. Densidade Verde da mistura de 30 minutos

Fonte: Autores.

Pressão de compressão	3 tf		2 tf	
Massa (g)	3,0045	3,0157	2,9919	2,9607
Diâmetro (mm)	13,4	13,3	13,4	13,4
Altura (mm)	8,6	9,1	9,2	9,1
Volume (cm ³)	1,2128	1,2642	1,2974	1,2833
Densidade verde (g/cm ³)	2,4773	2,3853	2,306	2,307

Tabela 4. Densidade Verde da mistura de 1 hora

Fonte: Autores.

Pressão de compressão	3 tf		2 tf	
Massa (g)	3,3599	3,3236	3,1516	2,9743
Diâmetro (mm)	13,3	13,3	13,4	13,3
Altura (mm)	9,9	9,8	9,7	9,1
Volume (cm ³)	1,3754	1,3615	1,3679	1,2642
Densidade verde (g/cm ³)	2,4429	2,4411	2,3038	2,3536

Tabela 5. Densidade Verde da mistura de 2 horas

Fonte: Autores.

Com a densidade verde de cada amostra determinou-se sua relação com a

carga de compressão, como apresenta a Fig. 7.

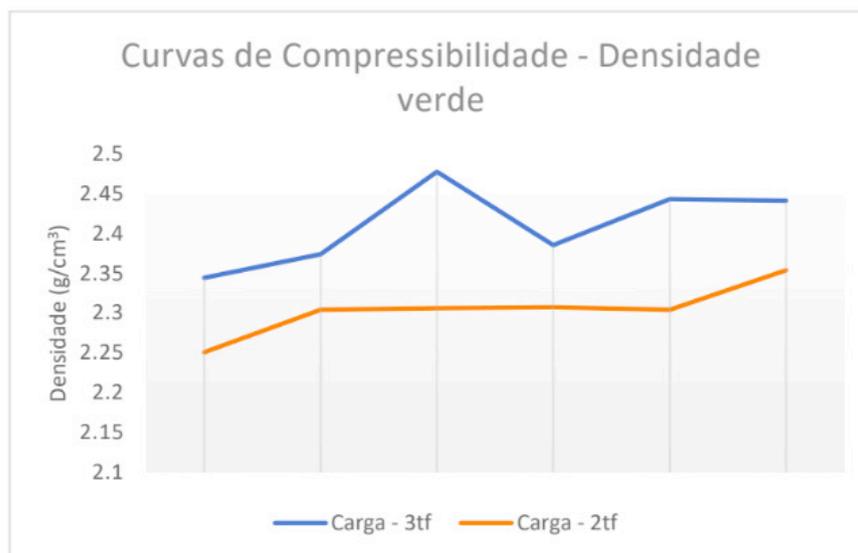


Figura 7. Gráfico das curvas de compressibilidade da densidade verde.

Ao avaliar a Fig. 7 verificou-se que a medida que se aumenta a carga de compressão para a compactação ocorre um aumento significativo em várias amostras da densidade do compactado. Após a compactação os corpos de provas foram levados para sinterização passando por um processo esquematizado na Fig. 8.



Figura 8. Gráfico esquemático do processo de sinterização.

Com as amostras sinterizadas foi possível pesar, determinar o volume e a densidade de sinterização (D_s) de cada peça, como é exibido na Tab. 6, Tab. 7 e Tab. 8.

Pressão de compressão	3 tf		2 tf	
Massa (g)	2,7452	2,8407	2,6375	2,9076
Volume (cm ³)	1	1	1	1,1
D_s (g/cm ³)	2,7452	2,8407	2,6375	2,6433

Tabela 6. Densidade de sinterização da mistura de 30 min

Fonte: Autores.

Pressão de compressão	3 tf		2 tf	
Massa (g)	2,9945	3,0182	2,9897	2,9682
Volume (cm ³)	1,1	1,2	1,2	1,1
Ds (g/cm ³)	2,7223	2,5152	2,4914	2,6984

Tabela 7. Densidade de sinterização da mistura de 1 h

Fonte: Autores.

Pressão de compressão	3 tf		2 tf	
Massa (g)	3,3589	3,3302	3,1597	2,9432
Volume (cm ³)	1,3	1,3	1,2	1
Ds (g/cm ³)	2,5838	2,5617	2,6331	2,9432

Tabela 8. Densidade de sinterização da mistura de 2 h

Fonte: Autores.

A Figura 9 expõe a relação da densidade verde das amostras com a densidade de sinterização do composto de Al 5%Cu.

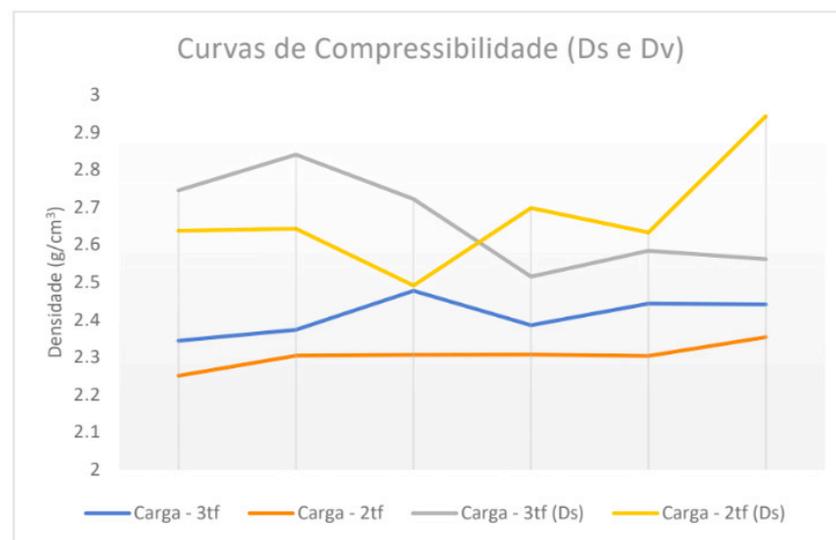


Figura 9. Gráfico das curvas de compressibilidade da densidade verde e de sinterização.

Ao examinar a Fig. 9, verificou-se que cada corpo de prova apresentou um aumento de densidade em relação a verde para a de sinterização. É possível estudar a comparação da densidade de cada amostra com a densidade do material base (alumínio), que chega a 2,7 g/cm³. Nesse sentido, as amostras compactadas com 3tf apresentaram maior aproximação com tal densidade. Na Tab. 9 são proporcionados os valores médios de dureza Rockwell para cada amostra.

Pressão de compressão	3 tf		2 tf	
Tempo de 30 min	56,3	51,8	58,2	57,9
Tempo de 1 hora	61,3	59,6	42,6	41,8

Tabela 9. Dureza Rockwell (HRB)

Fonte: Autores.

A Figura 10 apresenta a relação da dureza Rockwell com cada carga de compactação.

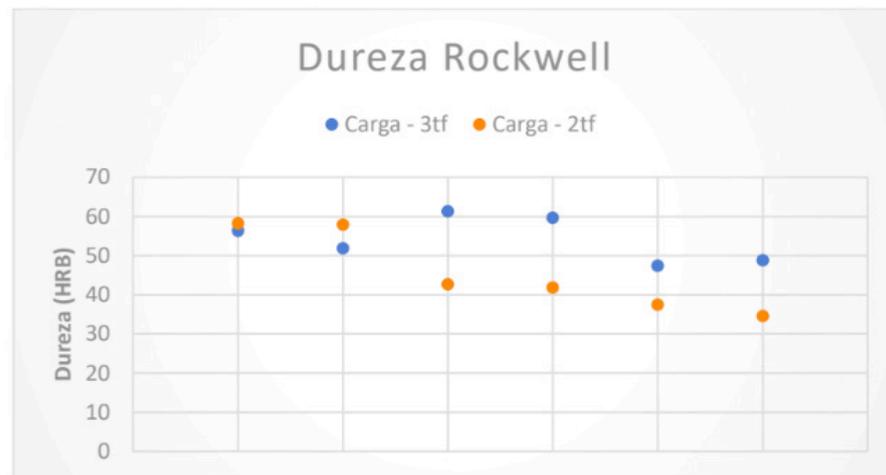


Figura 10. Gráfico da Dureza Rockwell.

Ao realizar o estudo da Fig. 10, examinou-se que a maioria das amostras que apresentaram maior dureza foram as compactadas em 3tf, na qual possui um aumento significativo em relação as amostras compactadas em 2tf. A exceção está correlacionada com a presença de alguns defeitos na amostra, como o aparecimento de uma maior quantidade de poros na estrutura das amostras.

Na Figura 11 observa-se o MEV dos pós de alumínio e cobre, na qual foram analisados no MEV/EDS, modelo JSM 7100 F, da Universidade de Brasília (UnB).



Figura 11. Análise do MEV do pó de alumínio (a) e cobre (b).

A Figura 12 representa a microestrutura da amostra de trinta minutos de mistura. Ao observar todas as amostras concluiu-se que houve uma maior concentração de cobre em todo o centro da peça, cujo apresentam uma partícula maior em relação às outras misturas. Também se analisou que as peças de tal mistura exibiram um maior número de poros, principalmente as que foram compactadas com 2tf.

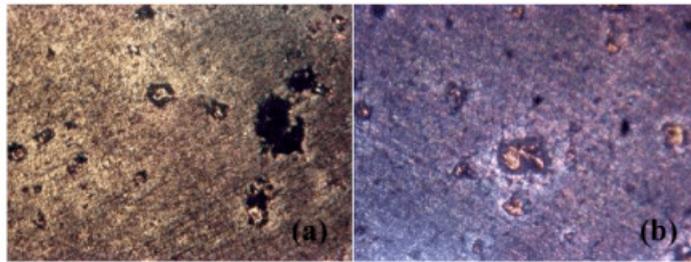


Figura 12. Micrografia das amostras de trinta minutos de mistura (Escala – 13,11) em 3 tf (a) e em 2 tf (b).

Nesse sentido, a Fig. 13 mostra como ficou a microestrutura da amostra de uma hora de mistura. Ao todo, o cobre apresentou uma distribuição pelo o alumínio satisfatório, além do tamanho de suas partículas não variarem em todo o composto.

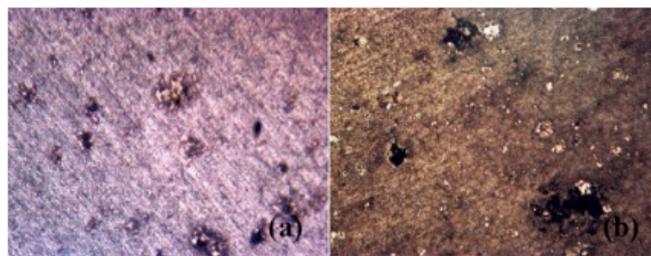


Figura 13. Micrografia das amostras de uma hora de mistura (Escala – 13,11) em 3 tf (a) e em 2 tf (b).

Contudo, as amostras da linha de pesquisa de duas horas de mistura, representadas pela Fig. 14, apresentaram ao todo a mesma homogeneidade da mistura de uma hora, de modo que o cobre também não variou, em grande escala, o tamanho de suas partículas.

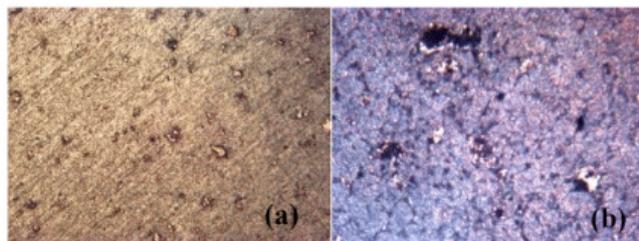


Figura 14. Micrografia das amostras de duas horas de mistura (Escala – 13,11) em 3 tf (a) e em 2 tf (b).

A Figura 15 proporciona o nível de porosidade da peça em uma mistura de trinta minutos, na qual apresenta uma grande quantidade de poros em toda estrutura do composto com partículas muito grandes. Tal defeito está correlacionado com a densificação do material, além de segundo Pieczonka *et. al.* (2005) o comparecimento de uma camada de óxido nas partículas de alumínio, na qual atuam como um quesito negativo a sinterização e conseqüentemente a densificação do compactado.

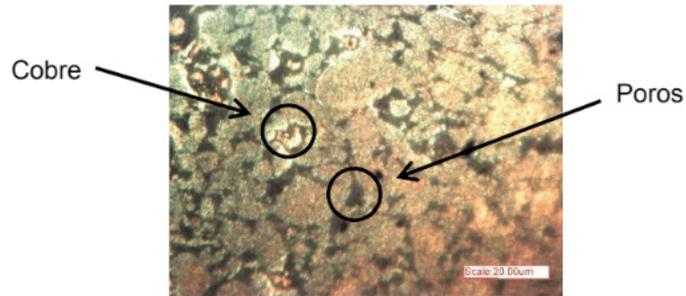


Figura 15. Micrografia da amostra de trinta minutos de mistura (Escala – 13,11).

4 | CONCLUSÃO

O trabalho avaliou o comportamento da liga de alumínio com 5% de cobre, apresentando a influência do tempo de mistura e carga de compressão sobre o produto final em um processo de Metalurgia do Pó. Foi constatado que em relação ao tempo de mistura, as amostras de uma hora e duas horas proporcionaram uma maior homogeneidade do cobre sobre o alumínio, além de partículas de cobre menores em todo o composto. Contudo, observou-se que a diferença de propriedades e homogeneidade, entre as peças das linhas de pesquisa de uma hora e duas horas, foi mínima, na qual chegaram ao ponto de apresentarem aproximadamente a mesma distribuição de cobre. Logo, com o intuito de economizar tempo e gastos em um processo de Metalurgia do Pó em tal composto, foi determinado que a mistura de uma hora mostrasse suficiente para se obter peças com características satisfatórias.

Em relação à dureza do material avaliou-se, que as amostras no tempo de trinta minutos apresentaram uma maior dureza no centro da peça, característica atribuída pela maior concentração de cobre no centro das amostras, além de possuírem partículas maiores de tal elemento. Diferentemente das peças de uma hora e duas horas que proporcionaram uma variação de dureza mínima, do centro para as bordas.

A densidade na maioria das amostras aumentou 11,6% da densidade verde para a densidade de sinterização, na qual em algumas peças o nível de porosidade em sua composição acabou que influenciando em tal fator. Ao analisar a microestrutura do composto de cada amostra observou-se que os corpos de provas compactados com 2tf obtiveram maior números de poros em sua estrutura, além de tal problema possuírem partículas muito grandes, como mostrou a Fig. 15.

Portanto, foi concluído que o tempo de uma hora foi o que mais aproximou uma relação decente entre custo de fabricação, tempo e propriedade mecânicas satisfatórias.

REFERÊNCIAS

CHIAVERINI, Vicente. **Metalurgia do pó**. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2001.

GOMES DE BRITO, F.; MEDEIROS, Katarine F.; MAGNER LOURENÇO, Jorge. **Um estudo teórico sobre a sinterização na metalurgia do pó**. Holos, v. 3, 2007.

SALGADO, Lúcio et al. **Processamento da liga Ferro-Níquel-Cobre-Molibdênio por moagem de alta energia**. Seminário para tese de Doutorado, Instituto de Pesquisa Energéticas Nucleares, São Paulo-SP, 2002.

SANDEROW, H. Management & Engineering Technologies. **Powder Metallurgy Methods and Design. ASM Metals Handbook v7-Powder Metal Technologies and Applications. ASM International**,, p. 23-24, 1998.

PIECZONKA, T. et al. **Sintering behaviour of aluminium in different atmospheres**. In: **Proceedings of the Conference 'Sintering'0**. 2005. p. 331-334.

ANÁLISE DO FENÔMENO DAS BOLHAS EM SOLDAGEM SUBAQUÁTICA MOLHADA COM ARAME TUBULAR AUTOPROTEGIDO

Camilla Mara Mendonça

Universidade Federal de Minas Gerais –
Programa de Pós Graduação em Engenharia
Mecânica

Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha 31270-901 -
Belo Horizonte, MG – Brasil

Alexandre Queiroz Bracarense

Universidade Federal de Minas Gerais –
Programa de Pós Graduação em Engenharia
Mecânica

Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha 31270-901 -
Belo Horizonte, MG – Brasil

Douglas de Oliveira Santana

Universidade Federal de Minas Gerais –
Programa de Pós Graduação em Engenharia
Mecânica

Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha 31270-901 -
Belo Horizonte, MG – Brasil

Marcelo Teodoro Assunção

Universidade Federal de Minas Gerais –
Programa de Pós Graduação em Engenharia
Mecânica

Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha 31270-901 -
Belo Horizonte, MG – Brasil

RESUMO: O fenômeno de formação de bolhas está fortemente ligado a variação dos sinais elétricos e estabilização do arco de solda na soldagem subaquática molhada com arame tubular (FCAW). O bom entendimento desses fenômenos pode ser usado para uma melhor

otimização dos parâmetros de soldagem e consequentemente uma melhoria na qualidade final da solda. Com este trabalho observou-se o comportamento dinâmico das bolhas formadas, uma possível relação de mudança de frequência e do tamanho das bolhas geradas com a mudança dos parâmetros de soldagem. Analisou-se ainda a ocorrência dos modos de evolução de bolhas e sua correlação com os valores dos sinais elétricos, e a comparação da formação de bolhas com bico de contato mantido seco e molhado. A formação de bolhas se mostrou um fenômeno instável e a geometria da bolha está em constante mudança. Assim, por meio do controle dos parâmetros de soldagem percebeu-se que é possível otimizar um tamanho de bolha ideal para melhorar a proteção do arco elétrico e evitar a sua extinção.

PALAVRAS-CHAVE: Soldagem subaquática, estabilidade do arco, formação de bolhas.

ABSTRACT: The bubble formation mechanism is strongly associated with variation in electrical signals and arc stability in flux cored underwater welding (FCAW). Good understanding of bubble formation mechanism can be helpful in achieving welding parameters that produce better weld beads. This work aims to investigate the dynamic behavior of bubbles formed in underwater welding, searching for a relation between frequency of formation and size of

formed bubbles associated with changes in welding parameters. Verify the bubble evolution modes related to electrical signals and compare bubble formation in two different conditions, welding with the contact tip immersed in water and with the contact tip dry inside a welding torch that isolates it from the water environment. The bubble formation mechanism was an unstable phenomenon and bubble geometry is constantly changing. Thus, it was possible to conclude that controlling the welding parameters is possible to optimize bubble diameter and, so, improve arc protection avoiding its extinction.

KEYWORDS: Underwater welding, arc stability, bubble evolution mechanism.

1 | INTRODUÇÃO

Com o aumento da demanda de combustíveis fósseis, as instalações offshore precisam cada vez mais aumentar a produção de petróleo e gás natural. Haverá sempre a necessidade de se fazer reparos em embarcações, oleodutos e até mesmo nas próprias plataformas. Até então, a soldagem subaquática com eletrodo revestido tem sido a mais utilizada. Entretanto, reparos em águas mais profundas necessitam de sistemas automatizados de soldagem, no qual, a soldagem com arame tubular pode ser totalmente robotizada, aumentando a importância do seu estudo (Teichmann, 2000).

Como a soldagem é realizada no ambiente aquoso, o principal obstáculo encontrado é a presença da água no processo. Quando comparada com outros óxidos e ingredientes presentes no fluxo do arame, a água é termodinamicamente instável e se decompõe facilmente em contato com o arco elétrico produzindo hidrogênio e oxigênio. Esses átomos ou gases em conjunto com os gases provenientes da decomposição do fluxo, formam bolhas que protegem o arco. As bolhas crescem até atingir o volume crítico, depois do qual o equilíbrio de forças é quebrado. Quando a força de flutuação domina, as bolhas movem-se para a superfície onde entram em colapso. Depois que a bolha se torna instável uma nova bolha se forma dando continuidade ao ciclo (Pessoa, 2007).

O deslocamento das bolhas carrega consigo muito calor da superfície do metal causando o efeito de rápido resfriamento durante o processo. Com a elevada velocidade de resfriamento são impostas algumas características micro estruturais ao metal de solda e à zona termicamente afetada (ZTA). São geradas na ZTA microestruturas de elevada dureza, diminuindo a ductilidade e, conseqüentemente, a capacidade de deformação da solda (Oliveira et.al, 2013).

O objetivo deste trabalho é observar o comportamento dinâmico das bolhas formadas, o modo predominante de evolução das bolhas, uma possível relação de mudança no tamanho e frequência de formação das bolhas geradas com a mudança de parâmetros de soldagem e com a mudança do uso do bico de contato seco e

molhado. O uso dos arames tubulares possui um grande potencial para a aplicação na soldagem subaquática molhada e o fenômeno das bolhas no processo de soldagem subaquática está intimamente relacionado a estabilidade do arco elétrico. Desta forma, o bom entendimento deste fenômeno pode propiciar soldas de melhor qualidade.

2 | METODOLOGIA

2.1 Materiais

Para realização das soldas foram utilizadas chapas de aço SAE 1020 com dimensões de 200 de comprimento, 90 mm de largura e 19 mm de espessura. O consumível utilizado foi eletrodo tubular auto protegido AWS SFA 5.20 E71T-11 com 1,6 mm de diâmetro do arame, um eletrodo comercial da empresa ESAB-TUBROD 711OA. Todas as soldagens foram realizadas em um aquário com água doce na profundidade de 0,30 m de coluna d'água e em temperatura ambiente.

A tocha de soldagem utilizada para ambos os processos FCAW subaquática molhada (bico seco e molhado) foi desenvolvida no Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação – LRSS- UFMG, pelo mestre em Engenharia Mecânica Marcelo Teodoro Assunção e pelo professor PhD Alexandre Queiroz Bracarense. Esse dispositivo possui um sistema de vedação na saída do arame tubular que impede a entrada de água na região do bico de contato. A tocha também possibilita que o processo de soldagem seja realizado como na maneira convencional, mantendo o bico de contato na água quando os componentes do sistema de vedação são retirados (Assunção & Bracarense, 2017). Na Figura 1 é possível visualizar a tocha de soldagem com ambas as disposições:

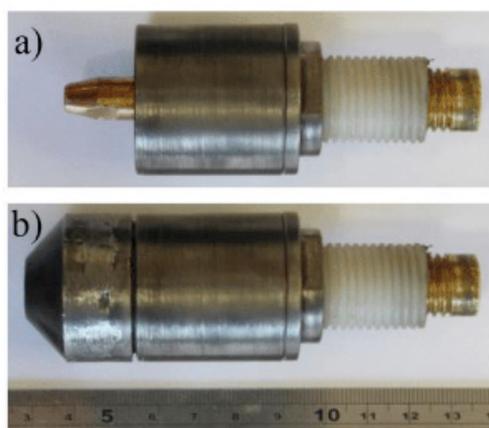


Figura 1. Tocha de Soldagem para FCAW subaquática. (a). Sem sistema de vedação (b). Com o sistema de vedação

Utilizou-se ainda uma câmera de alta velocidade no modelo PHANTO MIRO 110, com capacidade de gravação de 1600 quadros por segundo e as lentes Pentax ALBINAR ADG com auto zoom macro 80-200 mm f 4.5-4.6 e a lente Canon Zoom

Lens EF 90-300 mm f 4.5-5.6 USM- Objetiva. A fonte de soldagem utilizada foi um retificador de tensão constante, modelo Bambozzi TRR 3100 S. Para a aquisição dos sinais de tensão, corrente e velocidade do arame, fez-se o uso do sistema SAP V4.

Um sistema de deslocamento linear com um dispositivo de soldagem do tipo “tartaruga” foi utilizado fixado em um carrinho sobre um trilho, garantindo um deslocamento linear do corpo de prova com velocidade constante.

2.2 Procedimento experimental

A câmera foi posicionada próxima ao aquário, de modo a obter o melhor foco, e os parâmetros utilizados foram: resolução de 1024 x 768 pixels, taxa de amostragem de 1000 quadros por segundo. Com esses parâmetros, foi possível gravar 5 s de filmagem. As imagens obtidas foram analisadas pelo software Phantom CV 2.8.

As soldagens foram realizadas em um aquário com água doce, à temperatura ambiente, na profundidade de 0,30 m. A água era substituída a cada duas soldas. Os parâmetros de soldagem mantidos fixos podem ser vistos na Tab. 1:

Parâmetro	Valor
Ângulo de inclinação da tocha	0 graus
Velocidade de soldagem	450 mm/min
Stick Out	20 mm
Profundidade	0,3 m

Tabela 1. Valores para os parâmetros fixos de soldagem

Foram realizadas 8 soldas para a análise das imagens e sinais elétricos. Para cada solda foi estabelecido um parâmetro inicial distinto, afim de comparar a dinâmica da formação de bolhas com a variação dos parâmetros de soldagem. Na Tabela 2 estão evidentes os 8 parâmetros escolhidos:

Amostra	Condição	Tensão[V]	Vel. Arame [m/mim]
1	Bico seco	26	4
2	Bico seco	26	5
3	Bico seco	30	4
4	Bico seco	30	5
5	Bico molhado	26	4
6	Bico molhado	26	5
7	Bico molhado	30	4
8	Bico molhado	30	5

Tabela 2. Valores iniciais para os parâmetros variáveis de soldagem

Na condição de bico seco foi utilizada a tocha com o sistema de vedação para impedir a entrada de água no ponto de contato. Já o sistema com bico molhado,

utilizou-se a mesma tocha, sem o sistema de vedação.

Para cada soldagem, o corpo de prova foi fixado ao carrinho e a tocha a um suporte. O polo positivo da fonte foi acoplado na chapa e o negativo ao alimentador de arame. A medição da corrente elétrica foi realizada com um sensor Hall posicionado na saída do terminal positivo da fonte de soldagem. A velocidade de alimentação do arame foi medida com o sensor posicionado entre a bobina e o motor do alimentador. Por fim, para medição da tensão, os terminais do sensor foram conectados à tocha e à chapa de soldagem. A montagem completa pode ser vista na Fig. (2):



Figura 2. Montagem do sistema de soldagem

O início da aquisição dos sinais elétrico e da gravação das filmagens foram acionados manualmente no mesmo instante, com intuito de sincronizar as medições.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Análise dos Sinais Elétricos e Velocidade de Alimentação do Arame

Os valores médios dos sinais de tensão, corrente e velocidade de arame com seus respectivos desvios padrões podem ser visualizados na Tab. 3:

Amostra	Condição	Tensão[V]	Desvio Padrão	Corrente [A]	Desvio Padrão	Vel. Arame [m/mim]	Desvio Padrão
1	Bico seco	24,56	2,27	262,48	37,72	3,91	0,14
2	Bico seco	23,8	2,42	300,06	39,58	5,21	0,15
3	Bico seco	30,47	3,32	269,43	55,06	3,8	0,14
4	Bico seco	30	3,7	297,72	93,85	4,72	1,19
5	Bico molhado	24,57	2,25	312,93	51,78	4,08	0,11
6	Bico molhado	23,97	2,7	334,75	61,29	5,14	0,16
7	Bico molhado	30,27	3,72	304,89	91,11	4,03	0,15
8	Bico molhado	29,66	3,87	337,9	87,03	5,28	0,14

Tabela 3. Valores médios para tensão, corrente e velocidade do arame

Por meio dos valores de desvio padrão da corrente e tensão é notório que houve pouca dispersão em relação à média, com valores de desvio menores para o bico de contato seco, se comparado as mesmas condições, ou seja, amostra 1 com a 5, 2 com 6 e assim sucessivamente. Isso indica uma maior estabilidade do arco elétrico quando mantido o bico de contato seco. Apenas o valor para amostra 4 mostrou um desvio maior, devido a uma falha ocorrida na alimentação do arame.

É possível ainda analisar as variações dos sinais elétricos para as oito amostras utilizando oscilogramas, os quais podem ser vistos na Fig.3.

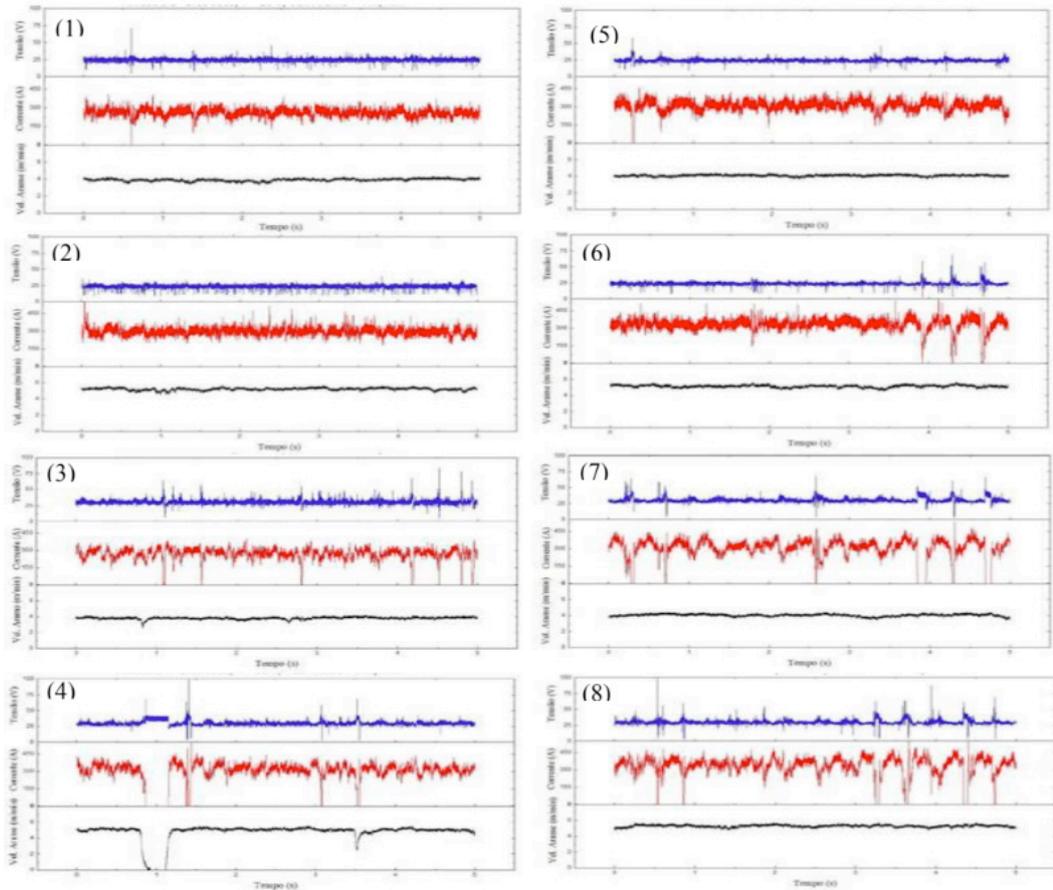


Figura 3. Valores dos sinais de corrente, tensão e velocidade de alimentação de arame para as amostras de bico seco (1 a 4) e bico molhado (5 a 8)

Analisando as amostras 1 e 2, verifica-se que ambas apresentaram velocidade de arame com baixa dispersão. No oscilograma de tensão houve uma distribuição pequena em relação à média e há a formação de curtos circuitos mais frequentes na amostra 2. Já a corrente apresenta um comportamento inverso ao de tensão, havendo um ponto de extinção do arco na amostra 1, no intervalo de 0 a 1 s.

A amostra 3 indica modo de transferência globular e há extinção do arco em vários pontos ao longo do tempo, sendo refletidos pelos picos de tensão. Já na amostra 4 houve um intervalo de interrupção da alimentação de arame, próximo ao tempo de 1 s, ocasionando um período mais longo de extinção do arco, levando a tensão do arco a permanecer próximo ao valor de 42 V (tensão em vazio da fonte). Houve mais 3 pontos de extinção do arco, entretanto não houve muita variação da tensão e da

corrente em torno dos seus valores médios.

As amostras 5 e 6 apresentaram a formação de curtos circuitos, sendo mais frequentes na 6, embora tenha havido pouca dispersão nos valores da tensão em relação à média. Em relação à corrente, a amostra 5 apresentou boa estabilidade do arco, tendo apenas um ponto de extinção próximo ao início da aquisição dos dados. Já a amostra 6, apesar de apresentar uma boa estabilidade ao longo do tempo, no final do processo indicou três pontos de extinção do arco elétrico. A velocidade o arame manteve com baixa dispersão para ambas as amostras.

As amostras 7 e 8 apresentaram comportamentos muito semelhantes. As velocidades de arame se mantiveram com baixas oscilações em relação à média, houve extinção do arco em ambas as amostras e houve a presença de tensão em vazio, também nas duas amostras

3.2 Análise das Filmagens

As imagens obtidas com as soldagens realizadas com o bico de contato seco podem ser vistas na Fig. 4, no entanto, não ficaram com uma boa qualidade, assim não foi possível observar a dinâmica de evolução das bolhas e o seu diâmetro máximo. Foi possível, entretanto, analisar as imagens quando as bolhas já estavam na fase de destacamento. À medida que foram aumentando os valores de tensão e corrente, pode-se observar que os volumes das bolhas também aumentaram.

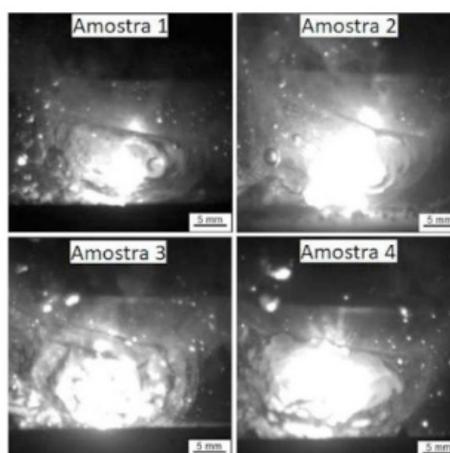


Figura 4. Formas típicas das bolhas com bico de contato seco para as amostras 1-4

O fenômeno de formação de bolhas não apresenta um padrão na forma e tamanho das bolhas formadas. Pode ser visto na Fig.5 a sequência de oito bolhas da amostra 5 quando estavam com seus diâmetros máximos.

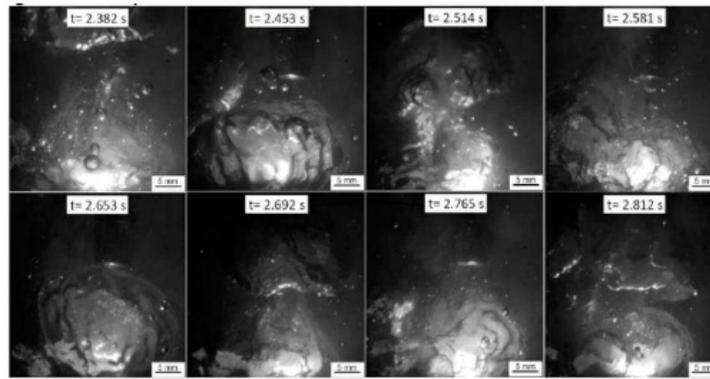


Figura 5. Sequência de bolhas da amostra 5 com diâmetro máximo

Com os valores de tensão e corrente menores, as bolhas geradas apresentaram diâmetros menores, com formatos irregulares e ondulatórios. À medida que uma bolha atingia um diâmetro maior, a bolha gerada seguinte já apresentava um menor diâmetro. A menor bolha apresentou um diâmetro máximo de 16 mm, a maior, 28 mm. A média aproximada foi de 23,5 mm. Os valores de tensão e corrente de soldagem apresentam pouca oscilação em torno do seu valor médio, não houve extinção do arco e o modo de transferência metálica foi possivelmente a globular.

Para a amostra 6 as imagens dos diâmetros máximos são apresentadas na Fig.6.

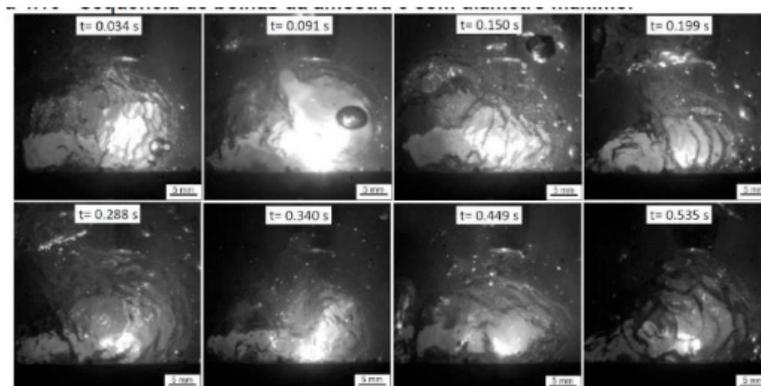


Figura 6. Sequência de bolhas da amostra 6 com diâmetro máximo

Com o aumento da velocidade de alimentação de arame, de 4 para 5 m/min, as bolhas passaram a ter um aumento no seu diâmetro máximo. Novamente as bolhas apresentaram formas irregulares e ondulatórias, não seguindo um padrão no seu formato. O mesmo comportamento observado com a amostra 5 se repetiu também com a amostra 6, quando é formada uma bolha de diâmetro maior, a próxima já é formada com o diâmetro menor. Este fenômeno pode ser explicado devido ao tempo no qual a bolha demora para atingir seu diâmetro máximo. Quanto mais tempo a primeira bolha leva para atingir esse diâmetro, a próxima bolha tem menos tempo para crescer, assim a nova bolha atinge seu diâmetro máximo com o tamanho reduzido se comparado a anterior. Por sua vez, os valores de tensão e corrente já começaram a apresentar maiores oscilações com a aumento da velocidade de alimentação de arame, e observa-se o início da formação de quedas na tensão, resultando numa

maior instabilidade do arco elétrico.

Com apenas o aumento no valor da tensão de 26 V para 30 V e mantendo a velocidade de alimentação de arame em 4 m/min as bolhas geradas pela amostra 7 são apresentadas na Fig.7.

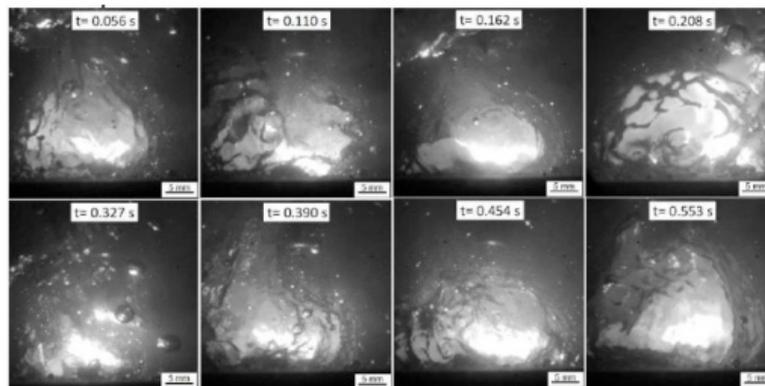


Figura 7. Sequência de bolhas da amostra 7 com diâmetro máximo

As bolhas da amostra 7 já apresentaram formas mais arredondadas e diâmetros máximos maiores se comparado as amostras 5 e 6. A média do diâmetro máximo das bolhas ficou em torno de 28,5 mm, maior que a média da amostra 6 que foi de 25 mm, desta forma o aumento no valor da tensão do arco contribui mais para o aumento do diâmetro máximo da bolha se comparada ao aumento no valor da velocidade de alimentação do arame. Em contrapartida há aumento das oscilações dos sinais elétricos em torno do valor médio. O aumento no valor da tensão acarretou na piora na estabilidade do arco elétrico, chegando a ocorrência de um período de extinção do arco, o que acarretou em uma queda no diâmetro máximo das duas bolhas formadas a partir do período de extinção.

Por fim, com todos os parâmetros maximizados as bolhas formadas com a amostra 8 são ilustradas na Fig. 8.

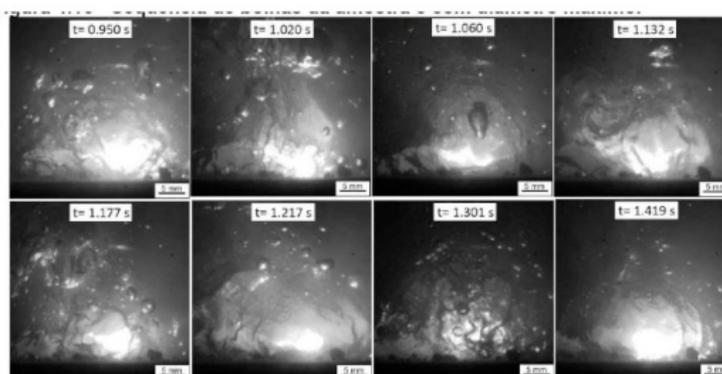


Figura 8. Sequência de bolhas da amostra 8 com diâmetro máximo

O diâmetro máximo das bolhas variou bastante ao longo do tempo, não seguindo um padrão. Houve a formação de bolha com diâmetro máximo acima de 32 mm e por outro lado, outras bolhas com diâmetro de 20 mm. A média das oito bolhas ficaram em

torno de 27,5 mm sendo a maior média entre as outras amostras. Devido à maximização dos parâmetros de soldagem dessa amostra em relação as demais, o trecho analisado apresentou picos de maior oscilação em torno da média. Houve algumas quedas e picos mais consideráveis nos valores de tensão e corrente.

3.3. Modo de Evolução das bolhas

No presente trabalho não foi observado a ocorrência do primeiro e do segundo modo de evolução de bolha com os parâmetros utilizados, pois os valores de velocidade de arame e tensão do arco são suficientemente grandes para evitar a ocorrência desses dois primeiros modos (FENG et al, 2017). Entretanto observaram-se o terceiro e quarto modo de evolução de bolhas.

Terceiro modo

Por meio das filmagens foi possível identificar a ocorrência do terceiro modo de evolução de bolhas em todas as amostras com o bico de contato molhado. Entretanto não foi possível afirmar a ocorrência do terceiro modo nas amostras que usaram o bico de contato mantido seco devido à má qualidade da filmagem. Por outro lado, com a análise dos oscilogramas das amostras de bico de contato seco, provavelmente este modo deve estar ocorrendo também, pois nas amostras 1 e 2 além de não ocorrer extinção do arco, os valores de tensão e corrente oscilam em torno do seu valor médio, resultando em uma boa estabilidade que é uma característica do terceiro modo. Outro fator é a mudança nos parâmetros de soldagem. A amostra 2 em relação a amostra 1 obteve somente um aumento na velocidade de arame e com isso, não houve a ocorrência de extinção de arco. Entretanto as amostras 3 e 4 mesmo havendo pequenas ocorrências de extinção do arco, grande parte dos sinais se mostraram com poucas oscilações e boa estabilidade, assim pode estar prevalecendo a ocorrência do terceiro modo de evolução de bolhas. Na Figura 9 é possível verificar o comportamento dinâmico de bolhas e do arco de soldagem no terceiro modo.

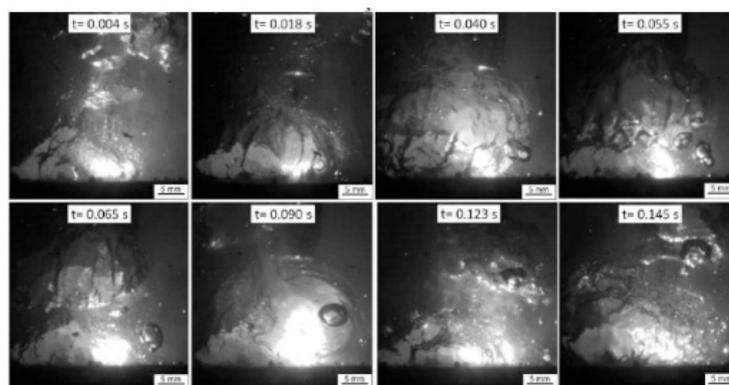


Figura 9. Comportamento dinâmico da bolha e do arco de soldagem no terceiro modo de evolução

No terceiro modo de evolução de bolhas o arco elétrico sempre é protegido

pela atmosfera gasosa, como se pode perceber em 0,004 s a bolha protegendo o arco elétrico. Em 0,055 s, uma nova bolha surge e gera uma grande área efetiva em contato com a bolha anterior, juntas elas cobrem a área de queima de arco e contribuem para o efeito protetor e a conservação dos valores dos sinais elétrico mais estáveis. Em 0,065 s a bolha anterior, agora com o formato mais alongado, continua com seu destacamento, enquanto a nova bolha continua a crescer e a proteger o arco, mantendo o arco elétrico estável. De 0,090 s a 0,145 s ocorre a repetição do comportamento dinâmico do terceiro modo de evolução. Percebe-se que os valores de tensão do arco e corrente de soldagem oscilam em torno do seu valor médio, há uma flutuação uniforme dos sinais, evidenciando uma boa estabilidade do arco elétrico. Não há ocorrência de extinção do arco, pois as bolhas geradas sempre estão criando uma atmosfera protetora, caracterizando o terceiro modo de evolução de bolhas como ideal para manter o arco mais estável na soldagem subaquática molhada.

Quarto modo

O surgimento do quarto modo de evolução das bolhas é evidenciado com o aumento nos valores da tensão do arco. Nas amostras que foram usados o bico de contato seco, como relatado anteriormente, não foi possível afirmar a ocorrência do quarto modo pelas análises das imagens, entretanto com o auxílio do oscilograma, pôde-se perceber que as amostras 3 e 4 obtiveram um aumento no valor de tensão do arco, e assim começaram a ocorrência da extinção de arco e piora em sua estabilidade. Segundo Feng et al (2017), o principal fator para a ocorrência do quarto modo de evolução de bolhas é o aumento da tensão do arco. Na Figura 10 é possível perceber o comportamento dinâmico de bolhas no quarto modo.

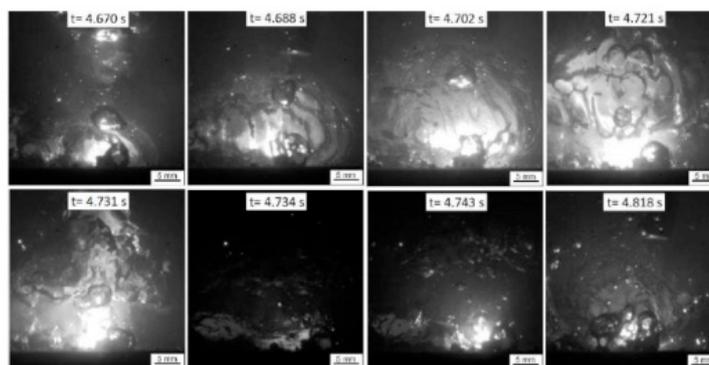


Figura 10. Comportamento dinâmico da bolha e do arco de soldagem no quarto modo de evolução

No quarto modo de evolução de bolhas há sempre a extinção do arco elétrico. De 4,670 s a 4,702 s a bolha cresce até atingir seu diâmetro máximo. Em 4,721 s devido ao grande tamanho da bolha e alta pressão dos gases, a bolha se torna tão densa que impede que uma nova bolha seja gerada. Em 4,731 s a bolha se destaca levando consigo toda a atmosfera protetora, assim o início da formação de uma nova bolha

ainda não é o suficiente para proteger o arco elétrico ocasionando a sua extinção, como visto em 4,734 s. De 4,743 s a 4,818 s o arco é novamente reestabelecido dando continuidade à dinâmica de formação de bolhas.

Devido à maior tensão do arco, neste modo de evolução, o diâmetro máximo da bolha tende a aumentar significativamente e mais gases dentro da bolha são gerados antes da bolha destacar da poça de fusão. Após o destacamento da bolha o valor de tensão do arco excede para 69 v e a corrente de soldagem reduz até se aproximar de 0 A, o que indica a extinção do arco. Após um pequeno intervalo de tempo a corrente de soldagem volta a aumentar dando início ao arco elétrico. Neste quarto modo de evolução de bolhas os sinais elétricos não são muitos estáveis, há a ocorrência de extinção de arco, caracterizando esse modo como inapropriado para a soldagem subaquática molhada com arame tubular.

3.4 Frequência de Destacamento das Bolhas

Com o aumento nos parâmetros de soldagem, os tamanhos do diâmetro máximo da bolha também aumentam, como relatado anteriormente. Por outro lado, quanto maior é esse diâmetro máximo, menor será a frequência de destacamento das bolhas, a qual pode ser vista na Tab. 4:

Amostra	Frequência [Hz]					
	0 a 1s	1 a 2 s	2 a 3 s	3 a 4 s	Média	Desvio Padrão
1	15	16	15	14	15	0,816
2	15	15	13	13	14	1,155
3	13	14	13	12	13	0,819
4	11	9	12	13	11	1,708
5	18	18	18	17	18	0,500
6	17	16	16	16	16	0,500
7	15	14	15	15	15	0,500
8	13	13	14	15	14	0,957

Tabela 4. Frequência de formação de bolhas ao longo do tempo.

Houve pouca variação no número de bolhas geradas ao longo do tempo para cada amostra. Para a mesma condição de bico de contato mantido seco ou molhado, à medida que os valores de tensão e velocidade de arame foram aumentando, a frequência de formação de bolhas diminui. Isso pode ser explicado de acordo com o tamanho das bolhas, pois as maiores levam mais tempo até atingirem o seu diâmetro máximo para depois se destacarem, diminuindo assim, o número de bolhas geradas. Quando a única diferença entre os parâmetros é o fator condição, as frequências de formação das bolhas foram menores para a condição de bico de contato seco em relação ao bico molhado. Segundo Wang et al (2018) isso pode ser explicado devido a pequena barreira mecânica do dispositivo de vedação, fazendo com que a bolha fique retida por mais tempo.

4 | CONCLUSÃO

A dinâmica de formação e destacamento das bolhas se mostrou um fenômeno muito complexo e aleatório. As bolhas geradas estão em constante mudança de tamanho e formato. A bolha possui um formato mais esférico no início de sua formação e quando está na fase de destacamento ela já assume a forma mais alongada.

De fato, a estabilidade do arco elétrico está relacionada ao fenômeno de formação de bolhas. A bolha cria uma atmosfera protetora impedindo que o arco entre em contato direto com a água. Quando essa atmosfera protetora deixa de existir, ou seja, a bolha não mais está cobrindo a área do arco, ocorre a extinção do mesmo.

Com a mudança dos parâmetros de soldagem o diâmetro máximo e a frequência de formação de bolha também sofrem alterações. Quando se aumenta a tensão ou velocidade de arame o diâmetro máximo da bolha aumenta e a frequência de formação diminui.

Não foi possível analisar a dinâmica de formação de bolhas para a condição de bico de contato seco, devido à má qualidade das imagens. Entretanto, para a condição de bico de contato molhado foi possível identificar a ocorrência do terceiro e do quarto modo de evolução de bolhas. Em relação a estabilidade do arco para a condição de bico de contato molhado, a amostra 5 se mostrou mais estável, apresentando apenas o terceiro modo de evolução de bolha. Com o aumento, principalmente, no valor da tensão, a estabilidade do arco foi piorando, dando início a formação do quarto modo de evolução de bolha e desta forma a ocorrência de extinção do arco.

A estabilidade do arco elétrico se mostrou melhor para a condição de bico de contato seco quando comparado a condição de bico de contato molhado. Com o aumento nos parâmetros de soldagem a condição de bico contato seco se mostrou menos sensível para a instabilidade do arco do que a condição de bico contato molhado. A condição de bico de contato seco apresentou uma frequência de formação de bolhas inferior quando comparado à condição de bico de contato molhado.

Finalmente, este trabalho evidencia que o bom entendimento da dinâmica de formação de bolhas no processo de soldagem subaquática molhada com arame tubular é de fundamental importância para haver melhorias na estabilidade do arco elétrico. Ajustando os parâmetros de soldagem é possível otimizar um tamanho máximo de diâmetro de bolha e de frequência de formação de modo a obter arcos elétricos mais estáveis durante o processo de soldagem.

5 | AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação – LRSS do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais pelo suporte laboratorial.

REFERÊNCIAS

Assunção, Marcelo Teodoro; Bracarense, Alexandre Queiroz. “Evaluation of the Effect of the Water in the Contact Tip on Arc Stability and Weld Bead Geometry in Underwater Wet FCAW”, Soldagem & Inspeção, v. 22, n. 4, p. 401-412, 2017.

Feng, J. et al. “Investigation on dynamic behaviors of bubble evolution in underwater wet flux-cored arc welding”, Journal of Manufacturing Processes, v. 28,p. 156-167, 2017.

Oliveira, F. R. Soares, W. R., Bracarense, A. Q. “Estudo sobre o correlacionamento do fenômeno das bolhas e sinais elétricos na soldagem subaquática molhada com eletrodos revestidos”, Soldagem & Inspeção, vol.18, no 02, São Paulo, 2013.

Pessoa, E. C. P., “Estudo da variação da porosidade ao longo do cordão em soldas subaquáticas molhadas”, Universidade Federal de Minas Gerais. Brasil, Tese, 2007.

Teichmann, E. W. “Contribuição ao desenvolvimento da soldagem molhada com arames tubulares”, Universidade Federal de Santa Catarina. Brasil, Tese, 2000.

Wang, J. et al. “Characterization of the underwater welding arc bubble through a visual sensing method”, Journal of Materials Processing Technology, v. 251, p. 95-108, 2018.

6 | DECLARAÇÃO DE RESPONSABILIDADE

Os autores são os únicos responsáveis pelo material impresso contido neste artigo.

7 | ÀREA DE CONHECIMENTO DO TRABALHO

Assinalar aqui, com um X, a seção ‘área de conhecimento do trabalho’.

- () Acústica, Vibrações e Dinâmica
- () Automação Industrial
- () Energia
- (X) Fabricação Mecânica e Materiais
- () Gestão de Manufatura
- () Mecânica Computacional
- () Mecânica dos Sólidos
- () Otimização e Análise
- () Projeto de Máquinas
- () Termociências e Mecânica dos Fluidos

O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS NA SIMULAÇÃO DE OPERAÇÕES DE SOLDAGEM

Heitor Abdias da Silva Pereira

Universidade Federal da Paraíba

João Pessoa – Paraíba

Marcelo Cavalcanti Rodrigues

Universidade Federal da Paraíba

João Pessoa – Paraíba

RESUMO: A soldagem é o processo de união de metais mais amplamente utilizado na indústria. Tal popularidade é justificada pela versatilidade, variedade de processos disponíveis, excelente qualidade estrutural de elementos soldados, entre outros fatores. A complexidade da multifísica termoestrutural relacionada à realização de operações de soldagem dificulta o tratamento analítico para a predição do ciclo térmico e do nível de tensões residuais na peça de trabalho, sendo esse último um fator preponderante à ocorrência de trincas de hidrogênio e redução da vida sob fadiga. Dessa forma, a simulação numérica da soldagem através do Método dos Elementos Finitos (MEF) se apresenta como alternativa atrativa à análise da soldagem e seus efeitos nos componentes nos quais ela é realizada. O presente trabalho busca descrever a metodologia básica para a simulação de operações de soldagem pelo MEF, bem como apresentar a aplicação do método na simulação da soldagem em um componente estrutural a partir do software

comercial ANSYS. Os resultados numéricos apresentam boa acurácia em comparação aos resultados experimentais, validando assim o uso do método para a aplicação em questão.

PALAVRAS-CHAVE: soldagem; método dos elementos finitos; tensões residuais;

ABSTRACT: Welding is the most widely used process for joining metals. Such popularity is justified by the versatility, variety of processes available, excellent structural quality of welded elements, among other factors. The complexity of the thermo-structural multi-physics related to the welding operations makes the analytical treatment for the prediction of the thermal cycle and the level of residual stresses in the workpiece difficult, being the later a dominant factor to the occurrence of hydrogen cracks and reduction of life under fatigue. Thus, the numerical simulation of welding through the Finite Element Method (MEF) presents itself as an attractive alternative to welding analysis and its effects on the components in which it is performed. The present work seeks to describe the basic methodology for the simulation of welding operations by the MEF, as well as to present the application of the method in the simulation of welding in a structural component from commercial software ANSYS. The numerical results presented good accuracy in comparison to the experimental results, thus

validating the use of the method for the application in question.

KEYWORDS: welding; finite element method; residual stresses;

1 | INTRODUÇÃO

A soldagem pode ser definida como o “processo de união entre duas partes metálicas, usando uma fonte de calor, com ou sem aplicação de pressão” (Wainer, 1992), e o resultado da aplicação de um processo de soldagem é a solda.

Segundo Masubachi (1980), as principais vantagens que a soldagem oferece em relação a outros processos de união, tais como o uso de rebites ou parafusos, são a alta eficiência da junta, a impermeabilidade a água e ar, a economia de peso, a irrestrrição quanto à espessura e a simplicidade do projeto estrutural com conseqüente redução no tempo de nos custos de fabricação. Por essas e outras razões, a soldagem se firmou na indústria como principal processo de união de materiais, sendo amplamente utilizada na fabricação e recuperação de peças e estruturas.

No entanto, a soldagem também apresenta, além de todas as vantagens já mencionadas, alguns inconvenientes, ou defeitos a ela relacionados, que são dignos de nota. Dentre os quais, pode-se citar porosidades, as trincas a quente e a frio, mordeduras, distorções e as tensões residuais. No caso desse último, as elevadas entradas térmicas envolvidas na união de duas peças metálicas por soldagem a arco elétrico, bem como os ciclos não uniformes de aquecimento e resfriamento causados pelo movimento da tocha durante a operação, induzem, pelo fenômeno da dilatação térmica, deformações na expansão e na contração dos materiais. Essas deformações são associadas a tensões, que, por se estabelecerem durante a operação e permanecerem mesmo após o seu fim, são, portanto, de natureza plástica. Essas tensões são críticas, pois, de acordo com Radaj (1990), a vida por fadiga de um componente pode ser reduzida consideravelmente devido à presença de tensões residuais de tração. Chang et al. (2010) também afirmam que essas mesmas tensões, especialmente nas proximidades do cordão de solda, podem provocar, além da falha por fadiga, fratura frágil e fragilização por corrosão sob tensão. Dessa forma, prever a distribuição dessas tensões residuais torna-se imprescindível à garantia da ótima operação e da integridade estrutural dos componentes soldados. Os métodos para medição das tensões residuais podem ser classificados como destrutivos, semidestruativos e não-destrutivos (Rossini et. al., 2012). Esses métodos, apesar do alto nível de confiabilidade, muitas vezes necessitam de equipamentos complexos, nem sempre ao alcance, ou ainda infligem danos que podem inviabilizar o serviço do componente soldado.

Nesse contexto, as simulações numéricas, em particular pelo MEF, têm se mostrado uma ferramenta versátil e capaz de prever o histórico térmico da peça submetida à soldagem, bem como o estado de tensões residuais no componente.

Goldak *et al.* (1984), ao referenciar os modelos matemáticos mais importantes para a distribuição da entrada térmica durante a soldagem, e ainda propor o modelo duplo-elipsoidal de densidade de potência, mais completo e capaz de representar o gradiente de temperatura na peça, estabeleceu o trabalho fundamental no que diz respeito à modelagem e simulação numérica de fontes de calor em processos de soldagem. Usando alguns desses modelos ou suas simplificações, Deng e Murakawa (2006) avaliaram o campo de temperaturas e de tensões residuais desenvolvidos em uma tubulação de aço SUS 304, abordando importantes aspectos da geometria cilíndrica do problema. Stamenkovic e Vasovic (2009) estudaram a distribuição de tensões residuais na soldagem de duas placas iguais, e Chang *et al.* (2010) investigaram a distribuição de tensões residuais num elemento estrutural tubular, com a realização de simulações para o efeito da superposição com tensões de tração de serviço no componente, ressaltando a criticidade das tensões residuais. Bonnard e Gunnars (2015) analisaram os efeitos das tensões residuais de soldagem no reparo de tubulações, com importantes conclusões a respeito da influência das interrupções da soldagem durante a operação, e Liu *et al.* (2015) realizaram análises das tensões residuais na soldagem autógena a laser, discutindo a versatilidade e capacidade de representação do método, tanto do histórico térmico, quanto da distribuição de tensões, mesmo quando não há o uso de metal de adição.

O presente trabalho busca descrever a metodologia básica para a simulação de operações de soldagem pelo MEF, bem como apresentar a aplicação do método na simulação do processo de soldagem TIG orbital autógena de um tubo de diâmetro reduzido seguindo o desenvolvido experimentalmente por Silva (2007). Os resultados numéricos apresentam boa acurácia em comparação aos resultados experimentais, corroborando assim a capacidade do método para a aplicação em questão.

2 | REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 O método dos elementos finitos

A análise por elementos finitos é um método numérico fundamentado na possibilidade de se substituir a aplicação de uma equação que governa algum fenômeno físico num domínio de geometria grande e complexa, pela sua aplicação em subdomínios de menor tamanho e complexidade (Reddy, 2006). Esses subdomínios, em termos dos quais a geometria complexa é simplificada, são chamados elementos – dando assim origem ao nome do método –, e em sua fronteira estão posicionados os nós, responsáveis pela interligação entre os múltiplos elementos que definem o corpo.

Em síntese, segundo Bathe (1982), para a aplicação do método, primeiro realiza-se a simplificação da geometria em um conjunto de subdomínios, ou elementos. Em seguida, as equações que regem o fenômeno são discretizadas, ou seja, transformadas

em um conjunto de equações algébricas, que são resolvidas para cada um dos elementos. O próximo passo é a montagem dos elementos. O compartilhamento dos nós por elementos vizinhos que faz a interligação dos subdomínios permitem que assim se obtenha a resposta do sistema por completo. Quando aplicado à sistemas contínuos, o tratamento dado às equações diferenciais que regem os fenômenos físicos é fundamentado nos métodos da matemática variacional, em particular os métodos de Rayleigh-Ritz e Galerkin (Assan, 2003), que, a partir de uma função interpoladora característica de cada tipo elemento, permite a obtenção da solução para a variável de interesse que se aproxima da real, tão boa quanto for a simplificação do domínio original.

2.2 A multifísica da soldagem

Os processos de soldagem mais comuns envolvem o aquecimento localizado da peça de trabalho a partir de um arco elétrico estabelecido entre uma tocha de soldagem, que está conectada à uma fonte de energia, e a peça de trabalho, promovendo a fusão do metal da peça nas proximidades da região aquecida, e ainda de um metal de adição, presente em alguns processos, que preencherá a junta. Tal tocha se move ao longo da junta enquanto preenche o chanfro com metal fundido. O calor fornecido pela fonte de energia tende a causar dilatação térmica nas regiões aquecidas. Se a peça for aquecida uniformemente, e sem restrições à sua dilatação, ela se expandirá uniformemente, e nenhuma tensão interna será produzida. Todavia, uma vez que isso é muito difícil de ser obtido, a não uniformidade do aquecimento faz com que as regiões sob o efeito de temperaturas mais baixas atuem restringindo a dilatação de regiões vizinhas, que estão a maiores temperaturas. Então, deformações elásticas e plásticas são desenvolvidas na peça soldada, e, como resultado tensões internas, também chamadas de tensões residuais (Masubachi, 1980).

Nota-se então que a indução de tais tensões num componente submetido à soldagem é um fenômeno que envolve mais de uma disciplina de engenharia, sendo portanto caracterizado como sendo um problema de multifísica termomecânica, ou seja, dependente do histórico térmico da peça submetida à operação – portanto, um fenômeno transiente – e da influência deste sobre a peça, através das deformações causadas na dilatação durante o aquecimento não uniforme, e na contração durante o posterior resfriamento.

Problemas de multifísica, dentro do contexto do método dos elementos finitos, podem ser resolvidos de duas maneiras, a depender da natureza do problema: a abordagem sequencial ou a abordagem direta. A primeira abordagem é apropriada para problemas em que a dependência das variáveis é muito mais sensível em um único sentido, como no caso do processo de soldagem, onde o nível de tensões residuais é diretamente dependente do histórico de temperaturas, mas o aspecto térmico praticamente não é influenciado pelo estado de tensões. Já a segunda é adequada

quando a interdependência entre as físicas envolvidas é sensível nos dois sentidos.

2.3 Considerações térmicas

Uma vez que a tocha de soldagem produz um gradiente de temperaturas na peça, o modo de transferência por condução é responsável pela difusão de calor para o seu interior. A equação do calor representa esse aspecto, e sua solução fornece a distribuição de temperaturas “ $T(x,y,z)$ ” na peça de trabalho. Ela está explicitada na Eq. 1, em coordenadas cartesianas.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla^2 (kT) + \dot{q} \quad (1)$$

Nela, “ ρ ” é densidade, “ c ” é o calor específico, “ k ” a condutividade térmica e “ \dot{q} ” é referente à geração volumétrica de calor no interior da peça, e nele será inserido o modelo matemático de fonte de calor usado para representar a ação do arco elétrico na peça, e tal modelo é dependente da potência térmica fornecida pelo arco, que, segundo Masubachi (1980), é o fator de maior importância, e que mais fornece calor ao processo. Goldak et. al. (1984) apresenta os modelos matemáticos mais comuns de fontes de calor. A potência térmica é dada pela Eq. 2, baseada no efeito Joule.

$$\dot{Q} = \eta UI \quad (2)$$

Onde “ η ” é a eficiência do processo, “ U ” é a tensão de soldagem e “ I ” é a corrente de soldagem.

Além da condução para o interior da peça, convecção em relação ao fluxo de ar externo à peça de trabalho, bem como a radiação para a atmosfera circunvizinha, são responsáveis pela dissipação do calor envolvido. A convecção é modelada pela lei do resfriamento de Newton, e a radiação pela lei de Stefan-Boltzmann, conforme as Eqs. (3) e (4), respectivamente.

$$\dot{Q} = hA(T_s - T_\infty) \quad (3)$$

$$\dot{Q} = \varepsilon\sigma A(T_s^4 - T_{amb}^4) \quad (4)$$

Onde, para a Eq. 3, “ h ” é o coeficiente convectivo, “ A ” é área exposta, “ T_s ” é a temperatura da superfície e “ T_∞ ” a do fluido externo. Na Eq. 4, “ ε ” é a emissividade da superfície, “ σ ” é a constante de Stefan-Boltzmann, e “ T_{amb} ” representando a temperatura da ambiente vizinho.

2.4 Considerações mecânicas

Conforme já destacado, uma vez que há forte dependência do campo de tensões residuais ao histórico de temperaturas, mas a dependência inversa é negligenciável (Chang et al., 2010), uma análise sequencial é eficiente para a avaliação do fenômeno.

Nessa abordagem, para o caso da soldagem, a análise térmica transiente é realizada, o histórico de temperaturas obtido é então utilizado como carregamento em uma análise estrutural transiente posterior, visando assim, além da obtenção da distribuição de tensões residuais, sua variação com o tempo. Seguindo Chang et. al. (2010), o incremento na deformação “ $d\epsilon_{ij}$ ” é então dividido em três componentes: a deformação elástica “ $d\epsilon_{ij}^e$ ”, computada a partir da lei de Hooke isotrópica; a deformação plástica “ $d\epsilon_{ij}^p$ ”, avaliada de acordo com o modelo de plasticidade adotado; e a parcela referente à ação térmica “ $d\epsilon_{ij}^t$ ”, obtida em função do coeficiente de expansão térmica. A Eq. 5, na forma indicial, representa essa relação.

$$[d\epsilon_{ij}] = [d\epsilon_{ij}^e] + [d\epsilon_{ij}^p] + [d\epsilon_{ij}^t] \quad (5)$$

3 | PROCEDIMENTOS COMPUTACIONAIS

Os procedimentos envolvidos na realização de uma simulação por elementos finitos de uma operação de soldagem, dentro do contexto da abordagem sequencial, podem ser analisados em separado para as simulações térmica-transiente e estrutural-transiente, uma vez que, com exceção da transferência do resultado térmico como carga na simulação estrutural, as duas podem ser realizadas de forma independente. Além disso, apesar das etapas descritas serem comuns a todos os pacotes comerciais capazes de realizar simulações de processos de soldagem, cada um deles tem seu procedimento próprio de execução. No presente trabalho, o problema exemplo, replicando a análise experimental realizada por Silva (2007), foi feito a partir do software ANSYS, e algumas particularidades quanto à execução podem estar presentes na descrição.

No entanto, antes de qualquer coisa, a criação do modelo CAD do componente a ser soldado deve ser realizada. Um detalhe importante é que todo o modelo deve ser incorporado, incluindo o cordão de solda. Em seguida, o modelo deve ser discretizado em malha adequada, buscando o balanço entre o custo computacional e a qualidade do resultado a ser obtido. Um procedimento comum com relação a esse ponto é o uso de uma malha mais refinada nas proximidades do cordão de solda e da zona termicamente afetada, e uma malha mais grosseira nas regiões mais distantes, nas quais um detalhamento tão grande não se faz necessário. O tipo de elemento também deve ser escolhido de acordo com a necessidade do problema, no entanto é procedimento comum optar pelos elementos hexaédricos de alta ordem, para garantir um resultado mais acurado e compatível com o requerido pela análise estrutural-transiente.

Uma vez que modelo CAD e malha estejam adequados, procede-se com a simulação térmica-transiente.

3.1 Simulação Térmica-Transiente

A primeira etapa é obter as propriedades térmicas e físicas do material. A princípio, são necessárias as propriedades térmicas e físicas presentes na equação do calor, ou seja, densidade, calor específico e condutividade térmica. Elas podem ou não ser dependentes da temperatura, levando em conta que, quanto maior o nível de detalhamento, ainda que o custo computacional aumente, mais próximo da representação do fenômeno real se chega. Vale destacar que, ao implementar as propriedades com dependência da temperatura, tem-se então uma análise com aspecto de não-linearidade de material, sendo necessário atentar aos controles de solução para análise não-linear.

Em seguida, é necessário definir o modelo de fonte de calor mais adequado para o seu problema em questão. Goldak et. al. (1984) referenciou os modelos gaussiano de fluxo superficial, o hemisférico e elipsoidal de densidade de potência, ressaltando suas vantagens e desvantagens, e propôs o modelo duplo-elipsoidal de densidade de potência, mais robusto e capaz de superar as limitações dos demais. Uma análise do problema, tanto no que diz respeito à aspectos geométricos, como de características do procedimento utilizado no caso real, indicará o modelo mais adequado, uma vez que um modelo menos robusto, em dadas circunstâncias, pode ser capaz de representar tão bem o fenômeno quanto um modelo mais completo. Todos os modelos de fonte de calor, conforme descrito por Goldak et. al. (1984), dependem de parâmetros geométricos próprios do cordão de solda, bem como dos parâmetros de soldagem, conforme a Eq. (2) antes discutida.

O próximo passo é determinar as condições iniciais e de contorno para a simulação térmica. As condições iniciais dizem respeito à temperatura da peça de trabalho, geralmente igual à ambiente, ou igual a uma temperatura de pré-aquecimento da peça de trabalho. Já as condições de contorno, como tratamento mais comum tem-se a aplicação de convecção com coeficiente convectivo constante, e radiação com emissividade definida, às superfícies expostas da peça de trabalho. Um outro método recorrente é o uso de um coeficiente convectivo combinado “ h_{comb} ” dependente da temperatura, que leva em conta os efeitos de convecção e radiação, e é expresso de acordo com a Eq. 6.

$$h_{comb} = \frac{\varepsilon\sigma(T^4 - T_{amb}^4)}{T - T_{amb}} + h \quad (6)$$

Outro ponto a ser observado é a necessidade de implementar alguma técnica de ativação e desativação de elementos, conhecidas como “*birth and death technique*” na qual os elementos que compõe o cordão de solda podem ser desativados, e reativados no momento da deposição. De acordo com Liu et. al. (2015), procedimentos autógenos não apresentam a necessidade da implementação da técnica, mas processos em que há o uso de metal de adição, e multipasses, para completa caracterização, precisam

levar a deposição do cordão de solda em conta.

Uma vez que os pontos acima estejam observados, pode-se realizar a simulação térmica-transiente para a duração da soldagem, e o tempo de resfriamento até o alcance do equilíbrio térmico à temperatura ambiente. Serão obtidos como resultados, para cada instante de tempo, a distribuição de temperatura em todos os pontos do componente.

3.2 Simulação Estrutural-Transiente

Tal como na análise térmica-transiente, o primeiro passo é determinar as propriedades do material. Para a completa caracterização do problema, são necessários o módulo de elasticidade, o coeficiente de Poisson, o coeficiente de expansão térmica, a densidade – já obtida para realização da análise térmica-transiente –, e a adoção de um modelo de plasticidade para o material – uma vez que as tensões residuais são de natureza plástica –, com seus respectivos dados necessários. Um modelo bastante utilizado é o bilinear, no qual, além do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento, um módulo tangente, correspondente à inclinação de uma reta que define a região plástica do diagrama tensão-deformação do material, deve ser informado. Uma implicação fundamental desse requerimento é a caracterização de uma análise com aspecto de não-linearidade de material, necessitando novamente à atenção aos controles e parâmetros do software para análises não-lineares.

As condições de contorno devem ser também definidas, correspondendo aqui ao modo de fixação do componente a ser soldado, sendo traduzidas para o software em termos de deslocamentos e rotações nos eixos coordenados em certas faces ou arestas do modelo. Além das condições de contorno, seguindo o descrito para a análise térmica-transiente, é necessário avaliar a necessidade de implementar a desativação e ativação de elementos, de acordo com o procedimento real da soldagem.

E por fim, a transferência do histórico térmico obtido na análise térmica-transiente deve ser exportando para a análise estrutura-transiente como carregamento nodal. Dependendo do software, a transferência pode ser feita automaticamente, através da indicação do acoplamento sequencial, ou individualmente, para cada passo de tempo da análise estrutural-transiente, através da leitura do arquivo de resultados da análise prévia.

Ao término da análise, ter-se-á o estado de tensões em todos os pontos do componente, para cada instante de tempo. No instante final da simulação, que corresponde ao equilíbrio térmico na análise térmica-transiente, poderá ser observado o estado de tensões residuais deixado no componente.

3.3 Estudo de Caso

Silva (2007) realizou a análise experimental das tensões residuais de soldagem em um tubo de diâmetro comercial de 2 in, com os seguintes dados geométricos:

diâmetro externo de 60,3 mm, diâmetro interno de 52,5 mm, espessura de 3,9 mm, comprimento de 410,4 mm, distância entre os tubos de 4 mm, e chanfro com ângulo de 35° em relação à linha vertical. A Fig. 1 traz o modelo CAD, já com a malha, composta por 19240 elementos tetraédricos com 37914 nós, aplicada. Há o uso de uma opção de refinamento da malha próxima ao cordão de solda, que reduz o tamanho dos elementos dividindo-os gradualmente na ordem de $2^n 2^n$, com n sendo o grau de refinamento aplicado. No caso em questão, foi aplicado grau 2.

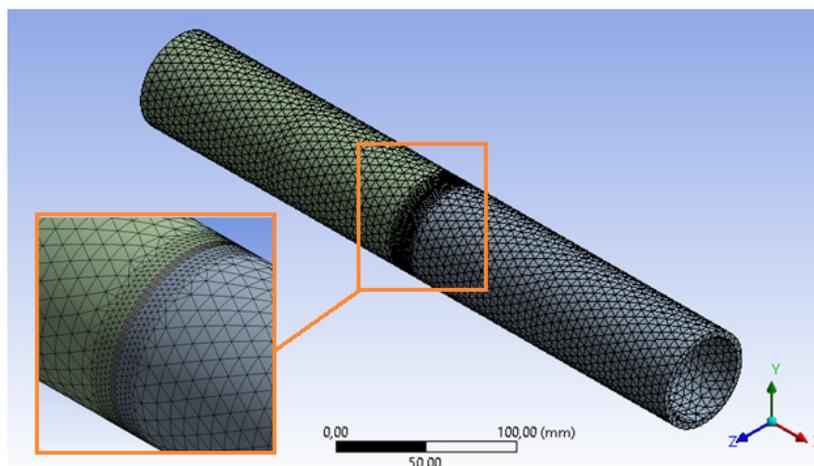


Figura 1. Modelo Cad com Malha Aplicada.

Fonte: Autor.

O material utilizado por Silva (2007) foi o aço ASTM A106 GR. B, e as propriedades físicas e térmicas estão mostradas na Tab. 1. O modelo de plasticidade adotado para análise estrutural-transiente foi o bilinear, com o diagrama tensão deformação sendo mostrado na Fig. 2.

ASTM 106 Gr. B	Propriedades	
Densidade (Kg/m ³)	7850	
Condutividade térmica (W/m K)	51	
Calor específico (J/kg K)	461	
Coeficiente de expansão térmica (10E-5 1/°C)	100 °C	1,25
	200 °C	1,3
	300 °C	1,36
	400 °C	1,41
	450 °C	1,43

Tabela 1. Propriedades Termofísicas do Aço Astm A106 Gr. B.

Fonte: Astm, 2015.

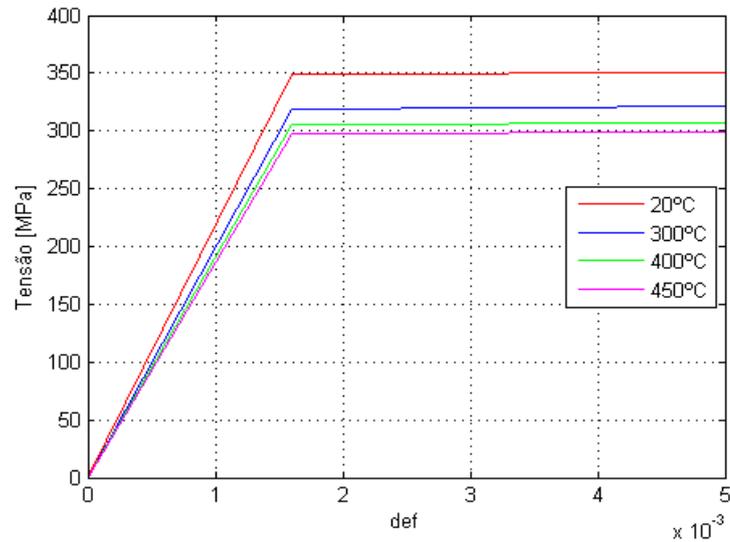


Figura 2. Diagrama Tensão Deformação do Aço Astm A106 Gr. B.

Fonte: Astm, 2015.

Os parâmetros de soldagem utilizados por Silva (2007) estão mostrados na Tab. 2, e as condições de contorno adotadas para análise térmica-transiente estão na Tab. 3.

Velocidade (mm/s)	Tensão (V)	Corrente (A)	Raio de incidência (mm)	Eficiência
1,72	13,2	130	5	0,7

Tabela 2. Parâmetros de Soldagem.

Fonte: Silva (2007).

Tempo (s)	Temperatura inicial (°C)	Coefficiente convectivo (W/mm ² K)	Emissividade
600	22	0,0005	0,7

Tabela 3. Condições Iniciais e de Contorno para a Simulação Térmica.

Fonte: Silva (2007).

O modelo de fonte de calor adotado, seguindo o descrito por Goldak et. al. (1984), foi o hemisférico de densidade de potência, dado pela Eq. 7.

$$\dot{q}(x, y, z, t) = C_1 e^{-\left[\frac{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2 + (z-z_0)^2}{c_2^2} \right]} \quad (7)$$

Nessa equação, “ (x_0, y_0, z_0) ” define a posição instantânea do centro da distribuição – ponto onde a fonte de calor está atuando no dado instante – e que dista “ $v \cdot t$ ” do ponto de início, com “ v ”, que também é dado de entrada, correspondendo à velocidade de soldagem. Como “ t ” varia ao longo da análise, o ponto de centro

também varia, sempre dentro da aresta da junta. Além disso, " C_1 " é a intensidade do fluxo térmico pela ação do arco, que é função da potência térmica fornecida pelo arco, conforme Eq. 2, e " C_2 " o raio de incidência sobre a peça.

Para a simulação estrutural, o tubo foi engastado nas duas extremidades com condições de contorno, com a simulação sendo realizada para o mesmo período de tempo da simulação térmica. O histórico de temperaturas é automaticamente transferido como carga na simulação estrutural dentro do ANSYS. As tensões residuais longitudinais foram medidas nas posições indicadas na Fig. 3, tanto por Silva (2007), quando no modelo usado nas simulações, para a superfície externa dos tubos, nas posições de início e término da soldagem circunferencial.

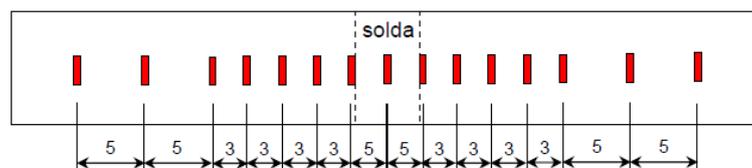


Figura 3. Pontos Para Medição das Tensões Residuais.

Fonte: Silva (2007).

4 | RESULTADOS

A Fig. 4 mostra a evolução das temperaturas máxima e mínima observadas em toda a peça, para todos os instantes de tempo avaliados. Pode-se observar que a temperatura máxima alcançou valores da ordem de 1550°C , e a mínima permaneceu em torno na temperatura ambiente de 22°C . Percebe-se que, após o término da operação, por volta dos 100 segundos, a temperatura máxima passa a apresentar queda, até que o equilíbrio térmico seja completamente atingido ao fim da análise térmica transiente.

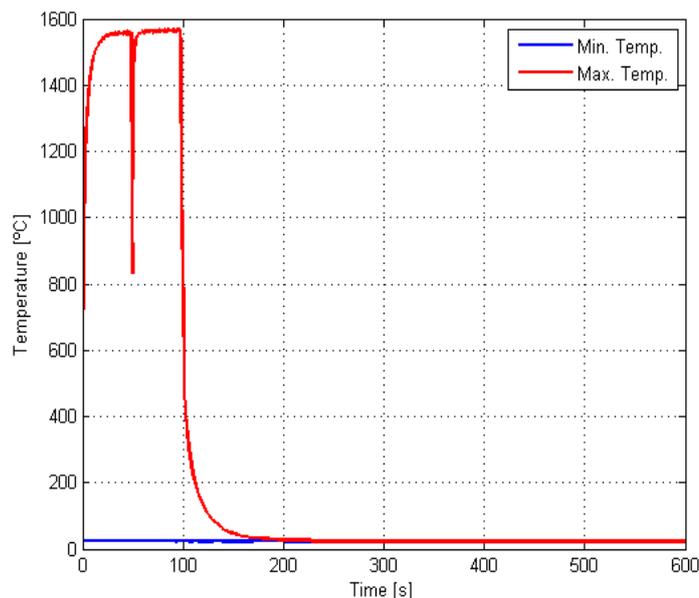


Figura 4. Temperatura Mínima (Azul) e Máxima (Vermelho) Observadas na Peça Durante a Simulação Térmica.

Fonte: Autor.

Na Fig. 5 está representada a distribuição de tensões residuais longitudinais, críticas à ocorrência de trincas e redução da vida em fadiga, ficando claro a presença das tensões, majoritariamente compressivas, nas zonas próximas ao cordão de solda. Já a Fig. 5 traz a comparação entre os resultados experimentais de Silva (2007) e os obtidos pelo método dos elementos finitos, ambas medidas nas posições ilustradas na Fig. 4, e a Fig. 7 mostra o comparativo a partir da curva média e do desvio padrão. É possível observar que, além dos níveis mais elevadas de tensão se posicionarem próximo ao cordão de solda, a forma característica da curva foi bem capturada pelo método numérico.

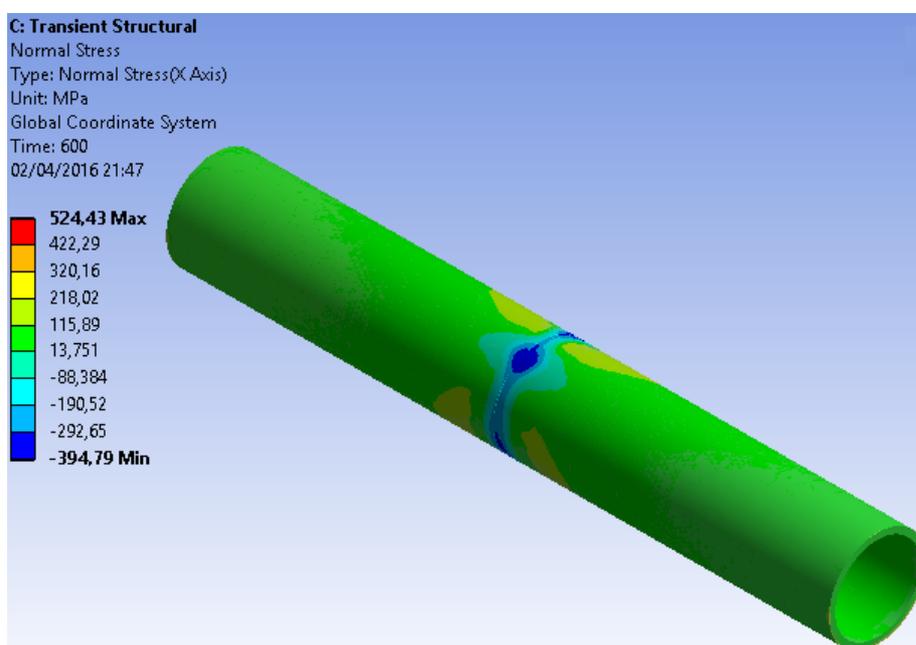


Figura 5. Distribuição de Tensões Residuais Longitudinais.

Fonte: Autor.

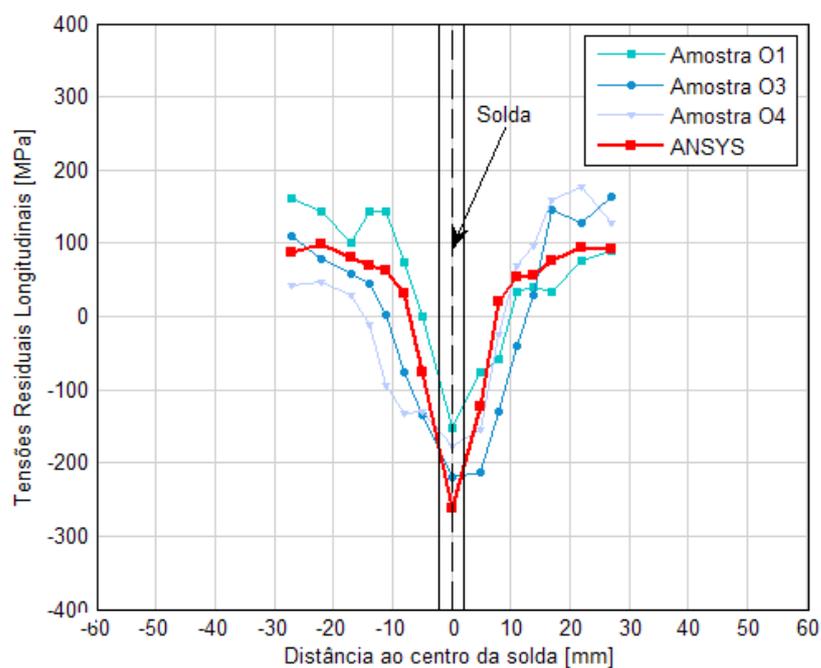


Figura 6. Comparativo Entre os Resultados Numéricos e Experimentais.

Fonte: Autor.

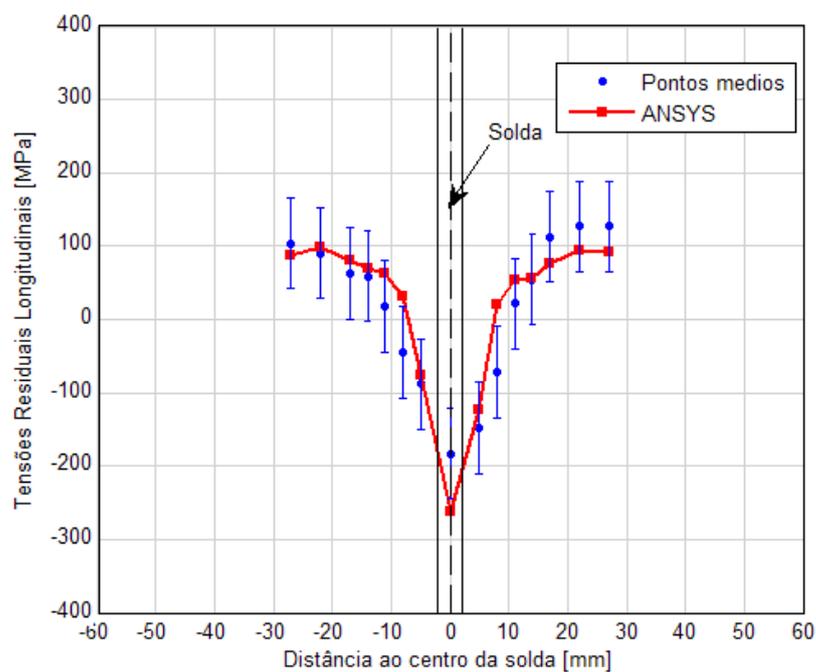


Figura 7. Comparativo Entre os Resultados Numéricos e Experimentais Utilizando a Curva Média.

Fonte: Autor.

5 | CONCLUSÕES

Conclui-se que a solução proposta pelo modelo numérico se comportou de modo bastante similar aos resultados experimentais propostos por Silva (2007). O comportamento das tensões externas distantes da ZTA é coerente, e tende a se acomodar com o tempo, porém as tensões mais próximas a ZTA apresentam valores que podem comprometer o bom funcionamento do equipamento devido à presença de tensões residuais.

Pode-se observar que a análise numérica, com as considerações térmicas e mecânicas bem escolhidas, pode representar bem o comportamento real do equipamento, no caso da avaliação dos efeitos das operações de soldagem. Ela é capaz de prever as distribuições de tensões residuais em equipamentos submetidos a processos de soldagem, com a vantagem de se obter comportamento em qualquer posição escolhida, gerando economia e agilidade em projetos e nas montagens de estratégias de manutenção, buscando a prevenção de falhas em equipamentos, principalmente no caso de serviço contínuo e ininterrupto, ou que possuam acesso dificultado.

6 | AGRADECIMENTOS

Agradecemos ao PPGEM-UFPB, à ANP/CAPES pelo financiamento do trabalho, e ao LABII-UFPB, pelo suporte.

REFERÊNCIAS

Assan, A. E. Método dos Elementos Finitos: Primeiros Passos. Editora da Unicamp, 2ed., 2003.

ASTM A106 / A106M-15, Standard Specification for Seamless Carbon Steel Pipe for High-Temperature Service, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.

Bathe, K. J. Finite Element Procedures in Engineering Analysis, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1982.

Bonnaud, E., Gunnars, J., Three dimensional weld residual stresses simulations of start/stop and weld repair effects. Procedia Engineering, v. 130, pp. 531-543, 2015.

Chang, K., Le, C., Park, K., You, Y., Joo, B., Jang, G. Analysis of Residual Stress in Stainless Steel Pipe Weld Subject to Mechanical Axial Tension Loading. International Journal of Steel Structures, no 4, pp. 411-418, 2010.

Deng, D., Murakawa, H. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. Computational Materials Science, 37, pp. 269-277, 2006.

Goldak, J., Chakravarti, A., Bibby, M. A new finite element model for welding heat sources. Metallurgical Transactions B, v. 15B, pp. 299-305, 1984.

Liu, W., Ma, J., Kong, F., Liu, S., Kovacevic, R. Numerical Modeling and Experimental Verification of Residual Stress in Autogenous Laser Welding of High-Strength Steel. *Lasers Manuf. Mater. Process.*, v. 2, pp. 24-42, 2015.

Masubachi, K. *Analysis of Welded Structures: Residual Stresses, Distortion and their Consequences*. 1st ed. Massachusetts: Pergamon Press, 1980.

Radaj, D. *Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures*. 1st ed. Abington Publishing: Cambridge UK, 1990.

Reddy, J. *An Introduction to the Finite Element Method*. 3rd Ed. McGraw-Hill Book Co., 2006.

Rossini, N. S., Dassisti, M., Olabi, A. Methods of measuring residual stresses in componentes. *Materials and Design*, 35, 572-588, 2012.

Silva, C. *Avaliação das tensões residuais de soldagem em tubulações de pequeno diâmetro usadas em refinarias de petróleo*. 2007. 194 f. Dissertação (Mestrado em engenharia e ciência dos materiais) - Universidade Federal do Ceará, Ceará, 2007.

Stamenkovic, D., Varsovic, I. Finite Element Analysis of Residual Stress in Butt Welding Two Similar plates. *Scientific Technical Review*, Vol 59, No.1, 13 mar. 2009.

Wainer, E., 1992, "Soldagem: Processos e Metalurgia", 2ª Edição, Editora Edgard Blücher, São Paulo.

ANÁLISE EXPERIMENTAL DA USINAGEM COM AÇO INOXIDÁVEL

Gabriella Arruda Martins

Centro Universitário de Anápolis-UniEVANGÉLICA
Anápolis – GO

Lays Edinir da Cunha

Centro Universitário de Anápolis-UniEVANGÉLICA
Anápolis - GO

Luís Gustavo Moreira

Centro Universitário de Anápolis-UniEVANGÉLICA
Anápolis - GO

Mikael Henrique Morais

Centro Universitário de Anápolis-UniEVANGÉLICA
Anápolis - GO

Thomas Ernst de Goes Ferreira Kohler

Centro Universitário de Anápolis-UniEVANGÉLICA
Anápolis - GO

RESUMO: Uma liga de combinação de ferro-cromo caracterizado pela resistência a corrosão atmosférica, ao impacto e à abrasão, o aço inoxidável é muito usado na indústria alimentícia, de petróleo e automóveis para inúmeras aplicações. Tal resistência se dá pela existência de uma película ultrafina de óxido de cromo sendo impermeável e insolúvel. O trabalho em questão tem como finalidade observar o comportamento do aço inoxidável AISI 304 perante as características aplicadas na usinagem em torno convencional. Com o propósito principal de aferir os parâmetros de saída, rugosidade, potência e forma de

cavaco, é fundamental conhecer os parâmetros utilizados como a profundidade de corte, avanço, diâmetro da peça usada, carga utilizada no processo, voltagem no motor e velocidade de corte empregada. Para o referente estudo foi necessário o uso de um torno mecânico convencional da fabricante Nardini, modelo MS-205, com tensão de rede de 380V e ferramenta de corte de metal duro M10. O processo foi realizado em três peças com diferentes parâmetros, com diâmetro inicial de 1” (25,4 mm) e 100 mm de comprimento. Para cada corpo cilíndrico foram utilizadas profundidades diferentes, com mesma velocidade de rotação (RPM) e avanço, assim, obteve-se dois tipos de cavacos sendo eles hélice oblíqua e hélice curta. Através do uso de instrumentos de precisão foi possível levantar dados sobre a rugosidade em todos os três corpos de prova, com uma posterior comparação, foi também possível medir a corrente e a tensão e assim calcular a potência real do equipamento.

PALAVRAS-CHAVE: Aço, usinagem, parâmetros.

ABSTRACT: An iron-chromium alloy characterized by its resistance to atmospheric corrosion, to impact and abrasion, the stainless steel is widely used in the food, oil and automotive industry for numerous applications. Such resistance is due to the existence of an

ultra-thin film of chromium oxide being impermeable and insoluble. The following paper aims to observe the behavior of AISI 304 stainless steel towards the characteristics applied in conventional machining. With the main purpose of measuring the parameters of output, roughness, power, and shape of the chip, it is fundamental to know the parameters used such as cutting depth, feed rate, used part diameter, process load, motor voltage and cutting speed maid. For the referred study it was necessary to use a conventional lathe of the manufacturer Nardini, model MS-205, with the main voltage of 380V and tool of cutting of hard metal M10. The process was carried out in three pieces with different parameters, with an initial diameter of 1 “(25.4 mm) and 100 mm length. For each cylindrical body different depths were used, with the same speed of rotation (RPM) and advance, thus, two types of chips were obtained being propeller oblique and short propeller. Through the use of precision instruments, it was possible to obtain data about the roughness in all three specimens, with a subsequent comparison, it was also possible to measure the current and voltage and thus calculate the actual power of the equipment.

KEYWORDS: Steel, machining, parameters.

1 | INTRODUÇÃO

Uma liga de combinação de ferro-cromo caracterizado pela resistência a corrosão atmosférica, ao impacto e à abrasão, o aço inoxidável é muito usado na indústria alimentícia, de petróleo e automóveis para inúmeras aplicações. Tal resistência se dá pela existência de uma película finíssima de oxido de cromo sendo impermeável e insolúvel. Em sua estrutura possui no máximo 30% de níquel e pelo menos 10,5% de cromo, a fim de aumentar a resistência da liga em altas temperaturas, sua ductibilidade, soldabilidade e resistência a corrosão, e vários outros elementos como o molibdênio, titânio e nióbio com objetivo de melhorar a resistência a corrosão e estabilizar o aço austenítico impedindo a precipitação de cromo em forma de carboneto.

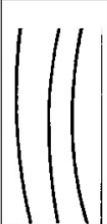
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
FITA		HÉLICE					OUTROS		
FITA	EMARANHADO	HÉLICE PLANA	HÉLICE OBLÍQUA	HÉLICE LONGA	HÉLICE CURTA	HÉLICE ESPIRAL	ESPIRAL	VÍRGULA	ARRANCADOS
									
desfavorável			médio		favorável		médio		

Tabela 1: Condições de corte utilizadas nos ensaios

Fonte: [6]

Buscar eficiência e eficácia no processo de usinagem é bastante relevante quando se trata de produção em larga escala, e por este motivo os parâmetros técnicos envolvidos neste processo são amplamente estudados, visto a importância que se tem para o controle de custo benefício, produtividade e tolerâncias no processo.

Para tal realização é crucial dominar as ações dos parâmetros utilizados como a profundidade de corte, avanço, diâmetro da peça usada, carga utilizada no processo, voltagem no motor, a velocidade de corte empregada e o tipo de cavaco. Cavaco é o material removido do tarugo durante o processo de usinagem, com o intuito de obter uma peça com forma e dimensões definidas. Para tal, os cavacos retirados dos corpos de prova foram analisados segundo a tabela acima, de modo que a compreensão do tipo de acordo com a usinagem se faz necessária (TÚLIO DUARTE, 2013). O trabalho em questão tem como finalidade observar o comportamento do aço inoxidável AISI 304 perante as características aplicadas na usinagem em torno convencional NARDINE MS-205.

2 | METODOLOGIA

Para o referente estudo foi utilizado um torno mecânico convencional da fabricante Nardini, modelo MASCOTE MS-205, com tensão de rede de 380 V, ferramenta de corte de metal-duro M10, três barras cilíndricas de aço inoxidável AISI 304, com diâmetro inicial de 1" (25,4 mm) e 100 mm de comprimento. Para cada corpo cilíndrico foram utilizadas profundidades diferentes, com mesma velocidade, rotação e avanço, obtendo-se dois tipos diferentes de cavaco, hélice curta e hélice oblíqua.

Foram estudados vários parâmetros por meio dos processos envolvendo os três corpos de prova, dentre eles: o cavaco gerado por cada acabamento, a rugosidade e o consumo de energia pela máquina, analisando a potência utilizada nos processos. Apesar da suma importância do estudo do desgaste da ferramenta utilizada, não foi possível realiza-lo, pois, a mesma já se encontrava no fim de sua vida útil.

Foi realizado apenas um passe de acabamento em cada corpo de prova para a coleta de cavacos e realização dos estudos, pois as peças já eram trefiladas não havendo a necessidade de desbaste, ressaltando que para todos os testes não foi utilizado fluido de corte. Todo o processo foi estudado através de um multímetro da fabricante Minipa, modelo ET-2042D, para verificar a tensão na rede e um alicate amperímetro da fabricante Minipa, modelo ET-3200A, para verificar a corrente em vazio e com carga no equipamento.

Para medir a rugosidade das superfícies usinadas, foi utilizado um rugosímetro da marca Starrett, modelo SR100, com ponta de diamante e faixa de medição ($200 \mu\text{m} - 0,008''$). Cada corpo cilíndrico foi medido a rugosidade em quatro pontos diferentes para se estabelecer a média na superfície do material e também uma linha de tendência.

As condições de corte foram as seguintes:

CORPO DE PROVA	PROFUNDIDADE (a_p) (mm)	AVANÇO (f) (mm/volta)	ROTAÇÃO (n) (rpm)	TENSÃO (V)
1	0,5	0,053	1000	380
2	1	0,053	1000	380
3	1,5	0,053	1000	380

Tabela 2: Condições de corte utilizadas nos ensaios

Fonte: [1]

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

Apesar da velocidade de corte e o avanço serem estabelecidos como padrões para as três peças, os cavacos obtidos variaram em hélice curta e oblíqua. Segue resultados:

CORPO DE PROVA	PROFUNDIDADE (a_p) (mm)	TIPO DE CAVACO
1	0,5	Hélice oblíqua
2	1	Hélice curta
3	1,5	Hélice curta

Tabela 3: Relação profundidade e cavaco gerado

Fonte: [1]



Figura 1: Corpos de prova de aço Inox

Fonte: [1]

Diferindo do que devia ocorrer de fato, os dois corpos de prova com maior profundidade obtiveram hélices curta, já o de menor profundidade, obteve hélice oblíqua. O que se tem como justificativa para tal fato foi que devido à baixa profundidade dos três processos e o material do aço inox ser austenítico e de alta ductilidade, os cavacos foram se quebrando antes de dobrarem lateralmente.



Figura 2: Hélice oblíqua



Figura 3: Hélices curta

Fonte: [1]

Foram verificadas as correntes na rede antes e durante o processo de acabamento nos corpos de prova. Como já era de esperar, a corrente durante o processo teve uma alavancada, devido à sobrecarga pela baixa de tensão. Segue os resultados:

CORPO DE PROVA	I vazia	I avanço
1	3,5 l- 3,7	3,9
2	3,5 l- 3,7	4,17
3	3,5 l- 3,7	4,3

Tabela 4: Parâmetros da corrente

Fonte: [1]

Para o estudo da rugosidade, foram levados como parâmetro quatro pontos diferentes das peças usinadas. Através dos pontos identificados foi possível verificar a faixa de variação entre os três corpos de prova, identificar uma tendência e calcular a média para cada corpo. No gráfico a seguir apresentando cada valor alcançado em cada ponto e uma linha de tendência linear para cada corpo de prova:

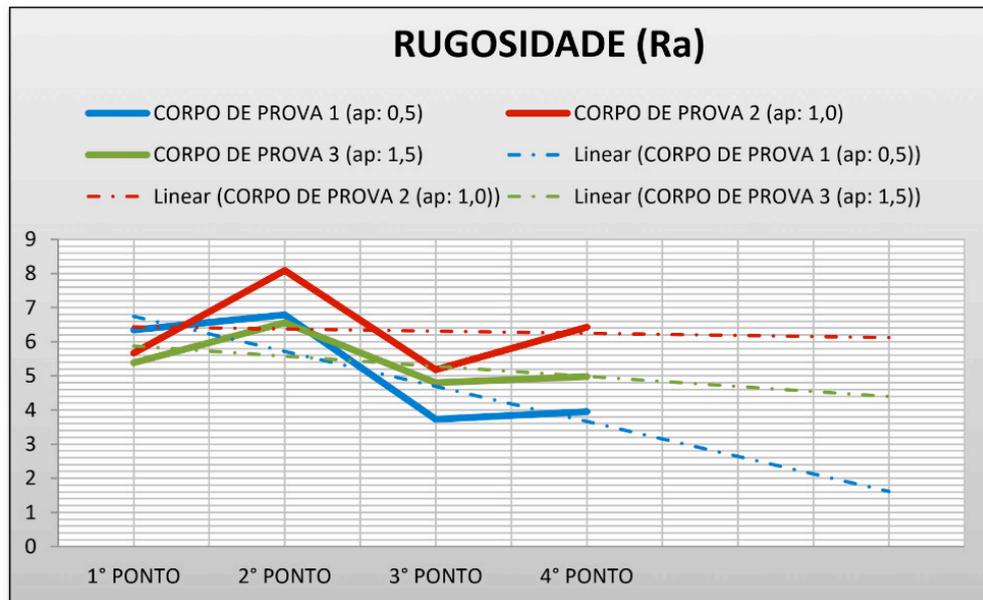


Gráfico 1: Análise comparativa da rugosidade (Ra) nos três corpos de prova em diferentes pontos

Fonte: [1]

Foi possível perceber através do gráfico que, mesmo apesar dos corpos de prova serem do mesmo material e forem submetidos à mesma velocidade de corte e rotação do equipamento, eles não apresentaram a mesma rugosidade, entretanto em todos os quatros pontos as variações foram pequenas com faixa de:

	Faixa de variação (Ra) (μin)
1º Ponto	5,381-6,36
2º Ponto	6,561-8,1
3º Ponto	3,731-5,19
4º Ponto	3,951-6,44

Tabela 5: Faixa de variação da rugosidade (Ra)

Fonte: [1]

A média alcançada em cada estudo foram as seguintes:

$$\bar{r} = \frac{\sum \text{Rugosidade}}{4}$$

Fórmula 1: Média da rugosidade

CORPO DE PROVA 1	5,205 Ra
CORPO DE PROVA 2	6,34 Ra
CORPO DE PROVA 3	5,43 Ra

Tabela 6: Rugosidade Média

Fonte: [1]

Através dos dados é possível notar que o ‘corpo de prova 1’ foi o que apresentou melhor resultado quando comparado com os outros dois, pois sua rugosidade média (calculada e apresentada na tabela acima) foi a de menor valor, desta forma é possível notar que os passes de acabamento demonstraram melhor resultado.

O experimento com as três peças possibilitou a coleta de outros dados que foram aplicados para os cálculos da Potência teórica e potência aparente real. Os dados coletados foram:

a_p	f	D	N	V	V	ΔI	n°
0,5	0,053	25,4	1000	380	380	0,2	1
1	0,053	25,4	1000	380	380	0,2	1
1,5	0,053	25,4	1000	380	380	0,2	1

Tabela 7: Dados coletados dos experimentos

Fonte: [1]

Fazendo uso dos dados obtidos e aplicando as formulas:

$$P_{ap} = \frac{V \times \Delta I \times \sqrt{3} \times \cos \theta}{n}$$

Fórmula 2: Potência Aparente Real

$$P_c = \frac{F_c \times V_c}{60 \times 10^3}$$

Fórmula 3: Potência de Corte

Temos os seguintes resultados:

	1	2	3
 P_c (W)	226,7595956	187,8790824	281,8186236
 P_{ap} (w)	118,4722752	118,4722752	118,4722752

Tabela 8: Resultados obtidos dos experimentos.

Fonte: [1]

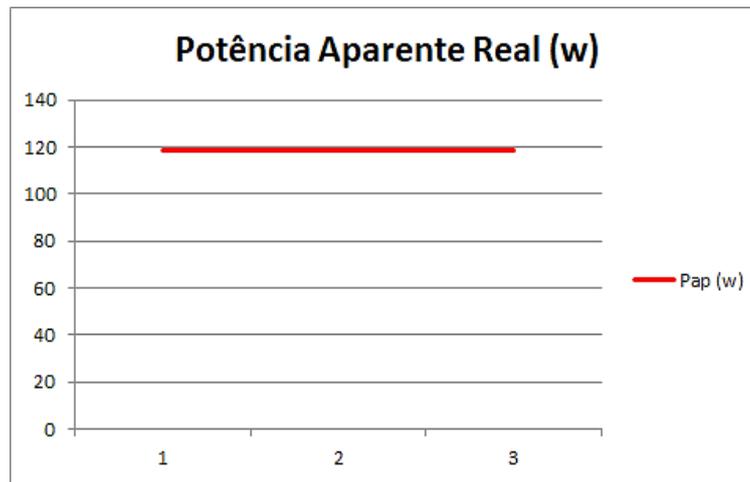


Gráfico 2: Potência Aparente Real

Fonte: [1]

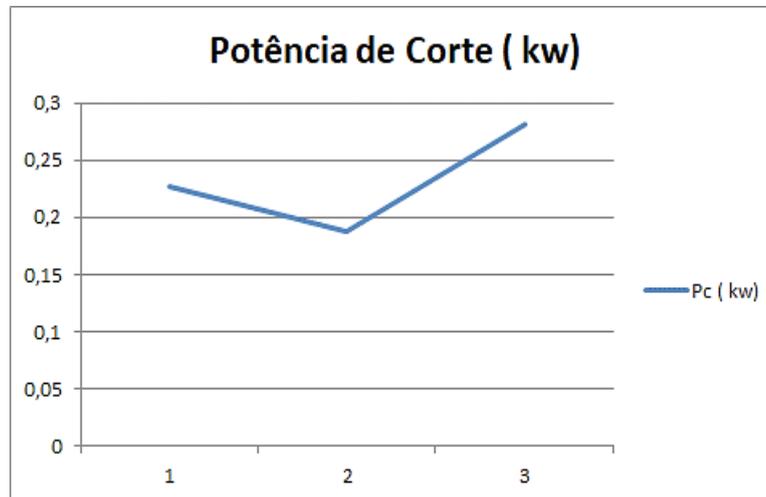


Gráfico 3: Potência de Corte.

Fonte: [1]

A partir dos resultados obtidos podemos observar a diferença entre a potência Aparente Real e a de Corte, neste caso, é mostrando que na prática a potência foi mais constante do que o previsto na teoria.

4 | CONCLUSÃO

Ao estudar a usinagem convencional em torno mecânico do aço inox nota-se a importância do estudo deste material e suas propriedades, como rugosidade, potência aparente e potência de corte, além da análise dos cavacos gerados no processo.

Partindo de uma mesma rotação, mesma quantidade de passes e profundidades diferentes, observou-se as curvas de rugosidade dos três corpos de prova analisados e suas diferenças de acordo com a profundidade medida por um rugosímetro sensível a vibrações.

A potência de corte e a real divergem, pois nos parâmetros teóricos a análise é empírica e em condições controladas, o que não acontece de fato, uma vez que com os dados coletados a potência real não foi a mesma da teórica, comprovando a importância do estudo dos dados e a interferência de condições não presentes na teoria.

Por fim, é evidente a necessidade do uso de testes para reforçar os métodos aplicados na sala de aula gerando maior entendimento de forma ampla da matéria, sendo fundamental o tato na prática para que seja compreendido o que é feito no papel, tendo, assim, uma noção do resultado esperado.

REFERÊNCIAS

Autores;

ABINOX. **Abc do aço inox**. Disponível em: <<http://www.abinox.org.br/site/aco-inox-abc-do-aco-inox.php>> Acesso em: 22 de Maio. 2018 .

TEBECHERANI. C. de T. P. **Aços Inoxidáveis**. Disponível em: <http://www.pipesystem.com.br/Artigos_Tecnicos/Aco_Inox/body_aco_inox.html#influencia> Acesso em: 22 de Maio. 2018.

RIBEIRO, ROSINEI BATISTA [ET AL]. **Análise de parâmetros de usinagem do aço inox austenítico abnt 304**. Volta Redonda: Cadernos UniFOA - Edição Especial do Curso de Mestrado Profissional em Materiais, 2012.

TULIO DUARTE, 2013. **Estudo do cavaco**. Disponível em: <https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/3632-estudo-do-cavaco#.Wwyi2e4vzIU>. Acesso em : 28 de Maio de 2018.

Prof. Dr. Eng. Rodrigo Lima Stoeterau. **Fundamentos do processo de usinagem**. Apostila PMR-2202, Escola politécnica da Universidade de São Paulo. Disponível em: <<http://docplayer.com.br/19354979-Fundamentos-dos-processos-de-usinagem-prof-dr-eng-rodrigo-lima-stoeterau.html>>. Acesso em: 25 de Maio de 2018

MACHADO, ALISSON ROCHA [ET AL]. **Teoria da usinagem dos materiais**. 2ed-São Paulo:Blucher, 2011.

AVALIAÇÃO DO PARÂMETRO DE RUGOSIDADE R_v DE CILINDROS DE BLOCOS DE COMPRESSORES HERMÉTICOS USINADOS PELO PROCESSO DE BRUNIMENTO FLEXÍVEL

Leandro Carvalho Pereira

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

Rosenda Valdés Arencibia

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

Luciano José Arantes

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

RESUMO: O objetivo deste trabalho é avaliar por meio de um planejamento fatorial completo o efeito das condições de usinagem (rotação, velocidade de avanço e números de golpes da ferramenta) empregados durante o processo de brunimento flexível na rugosidade R_v do cilindro de blocos de compressores herméticos. O brunimento convencional foi realizado pela EMBRACO, enquanto que o brunimento flexível foi realizado na Universidade Federal de Uberlândia utilizando um centro de usinagem CNC e um brunidor flexível que é composto por uma haste metálica e cerdas

de nylon com lóbulos abrasivos nas pontas. A avaliação da rugosidade R_v foi efetuada por meio de um rugosímetro eletromecânico. Para o mensurando foi estimada a incerteza de medição, aplicando o método proposto no GUM. Os resultados indicaram que o processo de brunimento flexível não altera a profundidade dos vales, independente dos parâmetros de corte utilizados.

PALAVRAS CHAVE: brunimento convencional e flexível, compressor hermético, rugosidade, incerteza de medição.

ABSTRACT: The objective of this work is to evaluate, using a complete factorial design, the effect of machining conditions (rotation, feed rate and tool strokes numbers) used during the flexible honing process in the roughness R_v of the hermetic compressors blocks cylinder. The conventional honing was done by EMBRACO, while the flexible honing was conducted at the Federal University of Uberlândia using a CNC machining center and a flexible honing which consist of a metal rod and nylon bristles with abrasive lobes at the tips. The R_v roughness evaluation was performed by means of an electromechanical rugosimeter. For the measurand, the measurement uncertainty was estimated, applying the method proposed in the GUM. The results indicate that the flexible honing process does not alter the depth of the

valleys, regardless of the cutting parameters used.

KEYWORDS: conventional and flexible honing, hermetic compressors, roughness, measurement uncertainty.

1 | INTRODUÇÃO

Em busca do desenvolvimento de seus produtos a indústria de refrigeração, particularmente o setor destinado à produção de compressores, procura constantemente investir para melhorar seus componentes. Desta forma, o cilindro do bloco do compressor recíproco alternativo hermético, tem recebido uma atenção especial por parte dos fabricantes e pesquisadores, pois requerem elevada exatidão dimensional e geométrica, afim de evitar dificuldades na montagem, o aparecimento de esforços que levam ao desgaste do componente, possíveis vazamentos e a perda de eficiência do compressor. Então, a Embraco S/A (Whirlpool - Unidade Compressores) percebeu a necessidade de melhorar, principalmente, a rugosidade do cilindro de seus compressores herméticos visando otimizar o desempenho deste, propondo a utilização do processo de brunimento flexível utilizando-se a ferramenta *Flex-Hone*.

Segundo Miller (1993), o brunimento flexível é um método utilizado após o brunimento convencional que atua por intermédio de partículas abrasivas de maneira a não alterar as características geométricas, tais como, cilindricidade, concentricidade, coaxialidade e dimensões da peça. De acordo com Barton e Haasis (1993), este método de brunimento está sendo cada vez mais utilizado como operação adicional, com o objetivo de arredondar os picos da superfície. A ferramenta remove picos e imperfeições das paredes de cilindros, criando o acabamento desejável, Fig. (1). O resultado é a redução do atrito, do aquecimento localizado e a melhoria geral no desempenho.

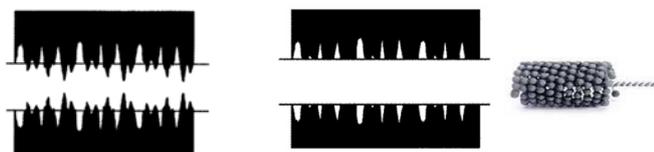


Figura 1: (a) Representação esquemática do perfil de uma superfície cilíndrica antes do processo de brunimento flexível e (b) após este processo com brunidor flexível (Vertec, 2016).

Neste contexto, surgiu a proposta do presente trabalho, que tem como objetivo principal avaliar a rugosidade R_v do cilindro de blocos de compressores herméticos submetidos ao processo de brunimento flexível utilizando-se um centro de usinagem CNC e a ferramenta *Flex-Hone* considerando diferentes valores dos parâmetros de corte (rotação, velocidade de avanço e números de golpes da ferramenta). Se apresenta, ainda, a avaliação da incerteza de medição através da aplicação da metodologia proposta no BIPM et al. (2008) e uma análise de variância ANOVA para o experimento fatorial completo, para testar a significância dos efeitos principais e de

interação entre os mesmos utilizando o *software* Statistica.

2 | METODOLOGIA

Foi utilizada uma amostra de 36 cilindros, inicialmente usinados pelo processo de brunimento convencional e em seguida usinados pelo processo de brunimento flexível. A avaliação da rugosidade foi efetuada após cada operação, utilizando um rugosímetro eletromecânico portátil Surtronic 3+, do fabricante Taylor Hobson, modelo 112/1590, com resolução de 0,01 μm , apalpador com ponta de diamante de raio de 2 μm e certificado de calibração nº 0001/2016. O comprimento de amostragem adotado foi de 0,8 mm, conforme recomenda a ABNT 4288 (2008) e utilizado filtro Gaussiano para retirada das ondulações do perfil. O rugosímetro e a peça foram posicionados e fixados sobre a mesa de medição da máquina de medir por coordenadas, Fig. (2), e a coleta dos dados foi realizada através do *software* Talyprofile Gold 4.0, fornecido pelo fabricante do respectivo rugosímetro.



Figura 2: Rugosímetro portátil Surtronic 3+ da Taylor Hobson posicionado na mesa de desempenho da máquina de medir por coordenadas.

Todas as medições foram conduzidas à temperatura ambiente controlada de $(20,0 \pm 1,0)$ °C. Um termo-higrômetro digital com resolução de 0,1 °C e faixa nominal de $(-20,0$ a $60,0)$ °C foi utilizado para a medição da temperatura. Este equipamento possui certificado de calibração N. R4996/13, emitido pelo Laboratório de Temperatura e Umidade da Elus Instrumentação. Para a temperatura, a incerteza expandida é de 0,3 °C para k igual a 2,00 e infinitos graus de liberdade.

Foi efetuado um ciclo de cinco medições e avaliada a incerteza de medição associada ao parâmetro R_v utilizando o método proposto no BIPM et al. (2008). O modelo matemático para o cálculo da incerteza da rugosidade R_v é mostrado na Eq. (1).

$$R_{Rug} = L_{Rug} + \Delta R_{Rug} + \Delta IC_{Rug} + \Delta A_R + \Delta D \quad (1)$$

Onde: R_{Rug} (parâmetro de rugosidade medido), L_{Rug} (média dos valores indicados pelo rugosímetro), ΔR_{Rug} (correção associada à resolução do rugosímetro), ΔIC_{Rug} (correção associada à incerteza da calibração do rugosímetro), ΔA_R (correção associada ao raio da ponta do apalpador) e ΔD (correção associada à deformação do material durante a medição).

A usinagem foi efetuada segundo o planejamento fatorial completo 2x2x3 (12 experimentos), no qual as variáveis independentes foram: rotação, velocidade de avanço e número de golpes da ferramenta, Tab. (1).

Experimento	Fator 1 Rotação (rpm)	Fator 2 Velocidade de avanço (mm/min)	Fator 3 Número de golpes
1	-1 (400)	-1 (1400)	-1 (1)
2	+1 (700)	-1 (1400)	-1 (1)
3	-1 (400)	+1 (2800)	-1 (1)
4	+1 (700)	+1 (2800)	-1 (1)
5	-1 (400)	-1 (1400)	0 (2)
6	+1 (700)	-1 (1400)	0 (2)
7	-1 (400)	+1 (2800)	0 (2)
8	+1 (700)	+1 (2800)	0 (2)
9	-1 (400)	-1 (1400)	+1 (3)
10	+1 (700)	-1 (1400)	+1 (3)
11	-1 (400)	+1 (2800)	+1 (3)
12	+1 (700)	+1 (2800)	+1 (3)

Tabela 1: Matriz de planejamento para o experimento fatorial completo 2x2x3.

3 | RESULTADOS

A Figura (3) mostra os valores médios de R_v dos cilindros usinados pelo brunimento convencional e flexível nas 12 condições de corte investigadas, com barra de erros associada à incerteza expandida (95%).

A Figura (3) mostra que os valores médios de R_v se encontram no intervalo de $0,66 \mu\text{m}$ até $1,34 \mu\text{m}$ para o brunimento convencional, enquanto que após o brunimento flexível assumem valores entre $0,71 \mu\text{m}$ e $1,30 \mu\text{m}$. Não foi observada nenhuma tendência definida após o brunimento flexível, pois este processo não altera o valor das ordenadas dos vales do perfil. As diferenças observadas são pouco significativas e podem ser atribuídas ao fato de que a medição é efetuada em locais diferentes e, também porque a linha média do perfil de rugosidade é levemente deslocada no sentido vertical. Os experimentos 1 e 6 foram os que proporcionaram a menor e a maior diferença percentual na rugosidade R_v entre os processos de brunimento convencional e flexível, sendo em média de 1,7% e 16,8%, respectivamente.

A incerteza expandida associada à medição do parâmetro R_v , Fig. (3), apresenta valores entre $0,05 \mu\text{m}$ e $0,49 \mu\text{m}$ após o brunimento convencional e entre $0,05 \mu\text{m}$ e

0,35 μm após o brunimento flexível. Não foi verificada nenhuma tendência definida para a incerteza após o brunimento flexível. Observa-se, ainda, que as faixas de valores associados à R_v após os dois processos, encontram-se parcialmente superpostos para todos os blocos.

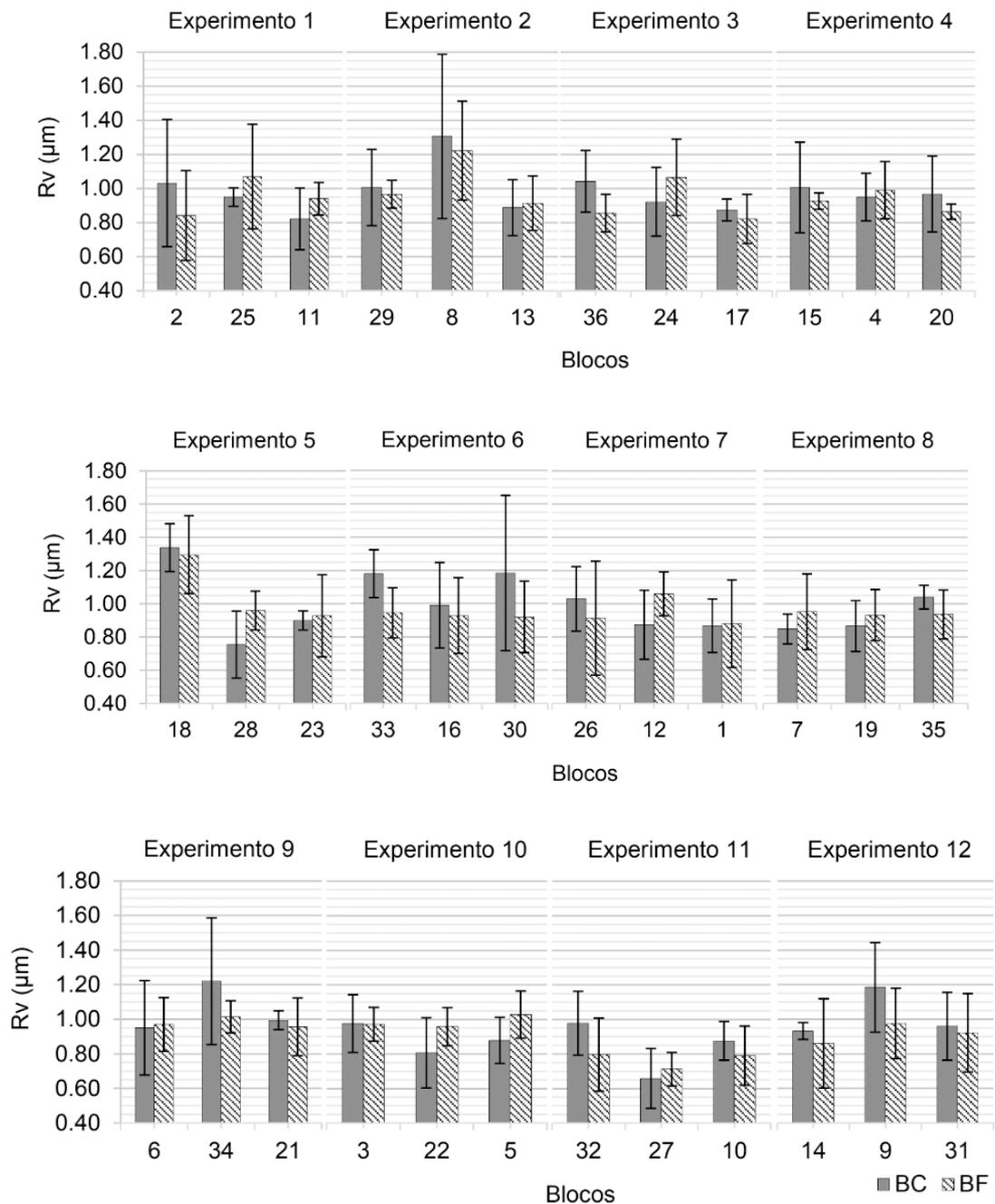


Figura 3: Valores médios do parâmetro R_v para os cilindros usinados pelo brunimento convencional e flexível nas 12 condições de corte investigadas, com barra de erros associada à incerteza expandida (95%).

Na Tabela (2) são apresentados os dados relativos ao cálculo da incerteza de medição (95%) do parâmetro de rugosidade R_v para o cilindro do bloco 16 (experimento 6) usinado pelo brunimento flexível. Nota-se que a variável que mais contribuiu para a incerteza final foi a incerteza associada à variabilidade das leituras e representa 97,8% da incerteza-padrão combinada, seguida da incerteza associada à calibração

do rugosímetro com 1,2%. Para os demais blocos, após ambos os processos de brunimento, os resultados foram similares.

Componentes de incerteza						
Grandeza	Estimativa (μm)	TA	DP	GL	CS	Incerteza padrão (μm)
$\bar{x}(L_{Rug})$	1,14	A	<i>t-student</i>	4	1	0,08114
ΔR_{Rug}	0,01	B	Retangular	∞	1	0,00289
ΔIC_{Rug}	0,02	B	Normal	10	1	0,00897
ΔA_R	0,02	B	Triangular	∞	1	0,00758
ΔD	0,005	B	Triangular	∞	1	0,00204
Incerteza padrão combinada (u_c) em μm						0,08206
Grau de liberdade efetivo (v_{eff})						4
Fator de abrangência (k)						2,78
Incerteza expandida (U) em μm						0,22784

Tabela 2: Resultados da avaliação da incerteza do R_v para o cilindro 16 usinado pelo brunimento flexível. Em que: (TA) tipo de avaliação da incerteza; (DP) tipo de distribuição de probabilidades; (GL) grau de liberdade e (CS) coeficiente de sensibilidade.

A incerteza expandida para a rugosidade R_v do cilindro 16 usinado pelo brunimento flexível é declarada como sendo $0,23 \mu\text{m}$, baseada em uma incerteza padrão combinada multiplicada pelo fator de abrangência k igual a 2,78, e para uma distribuição *t-student* e probabilidade de abrangência de 95%.

Na Figura (4) são apresentados os valores médios de R_v para os 12 experimentos realizados nos cilindros brunidos com o brunidor flexível.

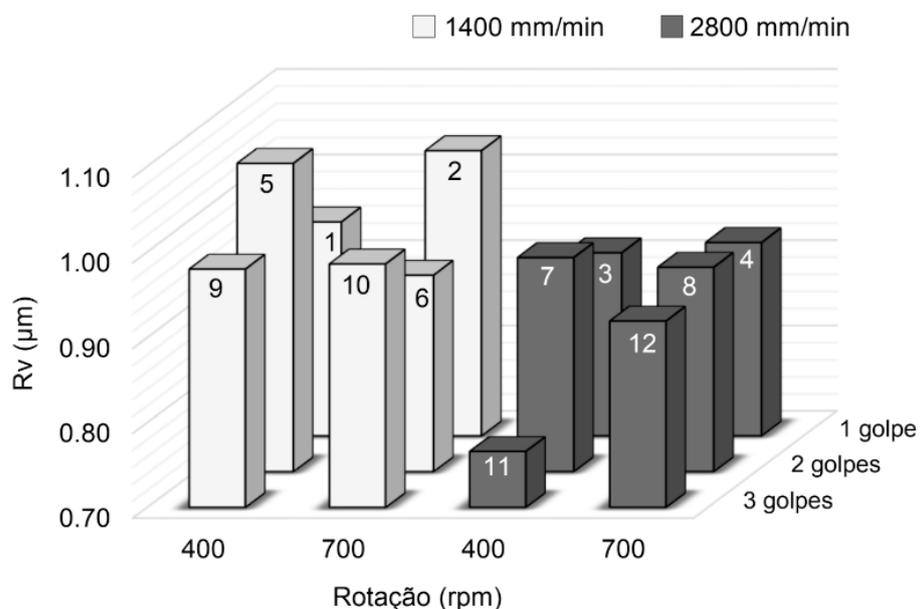


Figura 4: Valores médios do parâmetro R_v para os 12 experimentos realizados nos cilindros brunidos com o brunidor flexível.

De acordo com a Fig. (4), os cilindros do experimento 11 apresentaram os

menores valores de R_v e os cilindros do experimento 2 os maiores valores. Entretanto, os cilindros destes dois experimentos apresentaram pequenas diferenças percentuais na rugosidade R_v entre os processos de brunimento convencional e flexível, o que conclui que o brunidor flexível praticamente não altera a profundidade dos vales do perfil de rugosidade.

O quadro da ANOVA para a variável resposta R_v é apresentado na Tab. (3). Para que os parâmetros de usinagem produzam efeitos significativos na rugosidade R_v , estes devem apresentar um valor de probabilidade de significância (p) menor que 0,05 (nível de significância de 5%). Na tabela tem-se que: NG é número de golpes da ferramenta, VA é a velocidade de avanço, ROT é a rotação, NG x VA é a interação entre o número de golpes e a velocidade de avanço, NG x ROT é a interação entre o número de golpes e a rotação, VA x ROT é a interação entre a velocidade de avanço e a rotação e F é a distribuição F de Fisher-Snedecor ou teste F.

	Soma quadrática	Grau de liberdade	Média quadrática	F	p	Efeito
NG	0,011441	1	0,011441	1,051185	0,314011	-0,043667
VA	0,068819	1	0,068819	6,323166	0,017939	-0,087444
ROT	0,003173	1	0,003173	0,291581	0,593479	0,018778
NG x VA	0,007073	1	0,007073	0,649847	0,426961	-0,034333
NG x ROT	0,001536	1	0,001536	0,141130	0,709992	0,016000
VA x ROT	0,009539	1	0,009539	0,876436	0,357185	0,032556
Erro	0,304741	28	0,010884			

Tabela 3: ANOVA do parâmetro R_v de rugosidade.

A variação dos parâmetros de usinagem utilizados no brunimento flexível não proporcionou nenhum efeito significativo na rugosidade R_v , com exceção da velocidade de avanço (VA), conforme verificado na Tab. (3). O aumento da velocidade de avanço da ferramenta proporcionou uma redução na rugosidade R_v . Isto é justificado pelo motivo do parâmetro R_v ser fortemente influenciado pela presença de vales isolados, obtendo maiores dispersões dos valores médios mesmo após o brunimento flexível.

A manutenção dos vales do perfil de rugosidade é essencial para os cilindros dos blocos de compressores herméticos, uma vez que estes servem de canais para a passagem do fluido que lubrifica o par cilindro-pistão.

4 | CONCLUSÕES

Pode-se concluir que a variação dos parâmetros de usinagem (rotação, velocidade de avanço e número de golpes da ferramenta) no brunimento flexível dos cilindros dos blocos dos compressores não proporcionou efeitos significativos no parâmetro de rugosidade R_v . Isto indica que o brunidor flexível não altera a profundidade dos vales, independente dos parâmetros de corte utilizados. O aumento dos valores de R_v indica

uma melhoria das propriedades da superfície para retenção de lubrificantes, enquanto a redução, o inverso. No entanto o brunidor flexível não altera a profundidade dos vales e mantém a retenção do fluido lubrificante. Os parâmetros R_{sk} , R_{ku} , R_k , R_{pk} e R_{vk} , além da curva de *Abbott-Firestone*, são os indicativos de maior significância para a caracterização das superfícies brunidas pelo processo convencional e flexível.

5 | AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, às instituições CNPq, CAPES e FAPEMIG pelo suporte financeiro e à EMBRACO S/A (Whirlpool - Unidade Compressores) pelo fornecimento do material, mas principalmente pela oportunidade de desenvolver esta pesquisa.

REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR ISO 4288. **Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade.** Rio de Janeiro, 2008. 10 f.

BARTON, K. e HAASIS, G. Characteristics of Honing in: Understanding the Basics of Honing. **Technical publication of SME - Society of Manufacturing Engineers**, 37 f. 1993.

BIPM, IEC, IFCC, ILAC, ISO, IUPAC, IUPAP and OIML, JCGM 100. **Evaluation of measurement data - Supplement 1 to the Guide to the expression of uncertainty in measurement - Propagation of distributions using a Monte Carlo method.** 2008. 90 f.

MILLER M. Flexible Honing: A Study of Cylinder Wall Micro-structure. **Technical publication of SME - Society of Manufacturing Engineers**, 9 f. 1993.

Vertec, **Manual Flex-Hone**, Disponível em: <www.vertec.com.br/Produtos/flex_hone.pdf>. Acesso em: 13 out. 2015.

INFLUÊNCIA DO FLUIDO DE CORTE NO DESGASTE DE MICROFRESAS DE METAL DURO NA MICROUSINAGEM DO AÇO INOXIDÁVEL DUPLEX UNS S32205

Aline Gonçalves dos Santos

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Daniel Fernandes da Cunha

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Mayara Fernanda Pereira

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Bruno Souza Abrão

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Mark James Jackson

Kansas State University
Salina – Kansas

Márcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

RESUMO: Nas operações de usinagem convencional, desgaste de ferramenta é um tema bastante discutido, entretanto, no processo de microusinagem, este é um assunto ainda pouco explorado. As considerações feitas para desgaste de ferramenta na macrousinagem podem não ser válidas para o processo de microusinagem devido às pequenas dimensões envolvidas neste. Um pequeno desgaste em uma microferramenta pode eliminar metade de

uma de suas arestas, podendo duplicar a força de corte na outra aresta. Sendo assim, destaca-se a importância de estudar o desgaste de ferramenta no processo de microusinagem e de encontrar formas de minimizá-lo, sendo, geralmente, uma das maneiras possíveis a utilização de fluido de corte. A possibilidade do fluido de corte atuar de forma positiva no desgaste de microferramenta, minimizando-o, motivou a realização do presente trabalho, que tem como principal objetivo analisar a influência do fluido de corte no desgaste em microfresas de metal duro no processo de microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205. Para tanto, foram realizados ensaios para fabricação de microcanais, utilizando uma microfresadora CNC de 4 eixos e microfresas de metal duro revestidas com TiN de 381 μm de diâmetro. Pré-testes foram realizados a fim de escolher a condição de corte mais adequada. A ferramenta foi examinada, antes e após cada ensaio, no microscópio eletrônico de varredura. Os resultados mostram que o uso do fluido de corte exerceu influência negativa no desgaste da ferramenta, ou seja, o seu uso implicou em menor tempo de vida da ferramenta.

PALAVRAS-CHAVE: Microfresamento, desgaste, fluido de corte, aço inoxidável duplex.

ABSTRACT: In conventional machining operations, tool wear is an important subject and

is discussed in the literature, however, in the micromachining process, this is a subject still little explored. Some considerations for tool wear from macromachining point of view may not be valid for micromachining process because of the small dimensions involved, the size effect may be applied also to tool wear. A small wear land on a microtool can eliminate half of its edges, and could double the shear force at the other edge. Therefore, it is necessary to discuss the wear types and wear mechanism for tools used in micromachining. This work deals with the end of life criteria and discusses the evolution of wear on carbide micromill tools when cutting UNS S32205 duplex stainless steel. Experimental tests were performed to manufacture micro channels, using a 4-axis CNC micromilling machine and TiN coated carbide tools with 0.381 mm in diameter. Previous tests were performed in order to choose the most appropriate cutting conditions for evaluation of tool wear. The tool was examined before and after each test into the scanning electron microscope. The results show that tool wear curve for micromachining process is similar to the tools used in macromachining, however the wear type or wear land and the end of life criterion must be specific for this process.

KEYWORDS: Micromilling, Wear, Cutting fluid, Duplex stainless steel

1 | INTRODUÇÃO

Desgaste de ferramenta é considerado como a ocorrência de deformação ou de perda gradual de material, durante o corte, ocasionando alteração da geometria da ferramenta a partir da sua forma original (ISO 3685, 1993).

Nas operações de usinagem convencional, desgaste de ferramenta é um tema bastante discutido, entretanto, as considerações feitas podem não ser válidas para o processo de microusinagem devido às pequenas dimensões envolvidas neste processo e as suas influências nos diversos desenvolvimentos que não são considerados no caso da macrousinagem (Rahman; Kumar; Prakash, 2001).

Um pequeno desgaste em uma ferramenta convencional pode aumentar uma pequena porcentagem da força de corte, podendo danificar o acabamento superficial. Já na microusinagem, um pequeno desgaste pode eliminar metade de uma das arestas da microferramenta, podendo duplicar a força de corte na outra aresta de corte. Sendo assim, se faz necessário discutir o mecanismo de desgaste das ferramentas utilizadas na microusinagem (Rahman; Kumar; Prakash, 2001). Dessa forma, destaca-se a importância de estudar o desgaste de ferramenta no processo de microusinagem e de encontrar formas de minimizá-lo, sendo, geralmente, uma das maneiras possíveis a utilização de fluido de corte.

Nesse sentido, alguns pesquisadores têm desenvolvido trabalhos que englobam os efeitos das condições de refrigeração e lubrificação no processo de microfresamento como, por exemplo, Vazquez *et al.* (2015). Os autores realizaram ensaios a seco, utilizando emulsão convencional (a jato), MQL na direção de avanço e MQL na direção

oposta à de avanço, sendo o material usinado a liga Ti-6Al-4V. Em cada condição, o desgaste da ferramenta foi analisado através da perda no diâmetro da ferramenta. Foi observado que, na aplicação a jato, o desgaste da ferramenta foi em torno de três vezes maior do que o atingido nas demais condições de lubrificação/refrigeração. Analisando o desgaste, apenas numericamente, notou-se que no ensaio realizado a seco e com MQL (em ambas as direções), o desgaste foi semelhante e pequeno. Entretanto, ao observar as imagens da ferramenta, os autores notaram que ela, ao se utilizar MQL na direção de avanço, se mostrou em melhores condições do que as demais ferramentas. Com relação à formação de rebarba, foi observado que esta é reduzida quando a técnica de MQL é utilizada. De forma geral, a utilização de MQL na direção de avanço mostrou resultados melhores que as técnicas tradicionais de refrigeração (Vazquez *et al.*, 2015).

Já Zhang e Jun (2013) desenvolveram um sistema de aplicação do fluido e verificaram o desempenho de quatro fluidos diferentes: água atomizada por ultrassom; óleo de canola nebulizada; água e óleo misturados; e solução a 5% TRIM. Os pesquisadores concluíram que as condições em que se utilizou somente água e água mais óleo foram as que atuaram de forma que um número maior de canais fosse feito até que a fratura da ferramenta fosse atingida. Resultado diferente do esperado, em que ao utilizar apenas água foi fornecido um melhor resultado em comparação com a condição de se utilizar apenas óleo. De acordo com os autores, isso significa que para o material usinado (aço 1018), o aumento da temperatura atua de maneira mais expressiva, sendo a capacidade de refrigeração mais importante para melhorar o processo de corte e vida útil da ferramenta (Zhang; Jun, 2013).

Apesar de já estar sendo estudado por demais pesquisadores, o efeito do uso do fluido de corte no desgaste de ferramenta no processo de microusinagem é um assunto ainda pouco explorado. Além disso, a análise do desgaste se restringe normalmente à verificação da mudança no raio de aresta e diâmetro da ferramenta. Sendo assim, há muitas análises a serem feitas no que se refere à influência do fluido de corte no desgaste ocorrido durante o processo de microusinagem. Dessa forma, o presente trabalho tem como principal objetivo analisar a influência do fluido de corte no desgaste em microfresas de metal duro no processo de microfresamento do aço inoxidável duplex UNS S32205.

2 | METODOLOGIA

O material utilizado nos ensaios foi o aço inoxidável duplex UNS S32205 fornecido pela empresa Aperam. Primeiramente, foi realizada uma análise microestrutural dele e, para tanto, foram feitos os procedimentos de lixamento, polimento e ataque químico, em que foram observadas a presença das duas fases características desse tipo de

aço inoxidável, ferrita (fase escura) e austenita (fase clara), como pode ser visto na imagem da Fig. (1).

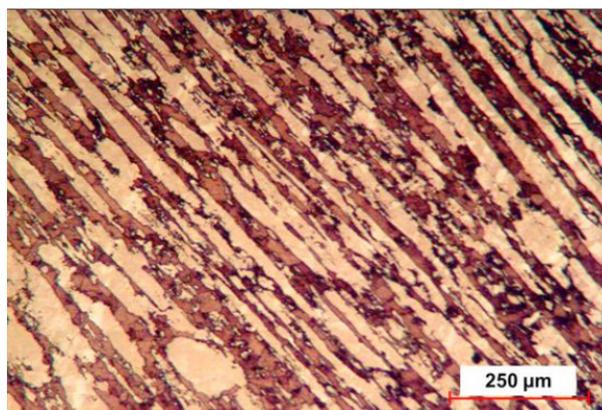


Figura 1. Microestrutura do aço inoxidável duplex UNS 32205

O processo utilizado para realização dos ensaios foi o microfresamento. Para tanto, utilizou-se uma microfresadora CNC de 4 eixos (Fig. (2)) do fabricante Minitech Machinery Corporation. A característica mais importante desta máquina ferramenta é a rotação máxima do eixo árvore, 60000 rpm. Esta máquina tem resolução de posicionamento de $0,1 \mu\text{m}$. Foram realizados ensaios a seco e utilizando fluido de corte, com o objetivo de verificar sua influência no desgaste da microfresa. Quanto à aplicação de fluido, utilizou-se da técnica de MQL, sendo a vazão utilizada de $40,7 \text{ ml/h}$ e pressão de 33 psi ($0,23 \text{ MPa}$). Utilizou-se um sistema de aplicação de fluido específico para microusinagem, conforme pode ser observado na Fig. (2). A fim de garantir a elevada velocidade de escoamento do fluido, uma agulha hipodérmica foi colocada no bocal. O fluxo do fluido foi direcionado em sentido contrário à formação do microcanal. O fluido utilizado na realização dos ensaios foi um óleo de base vegetal puro com aditivos EP do fabricante UNIST.

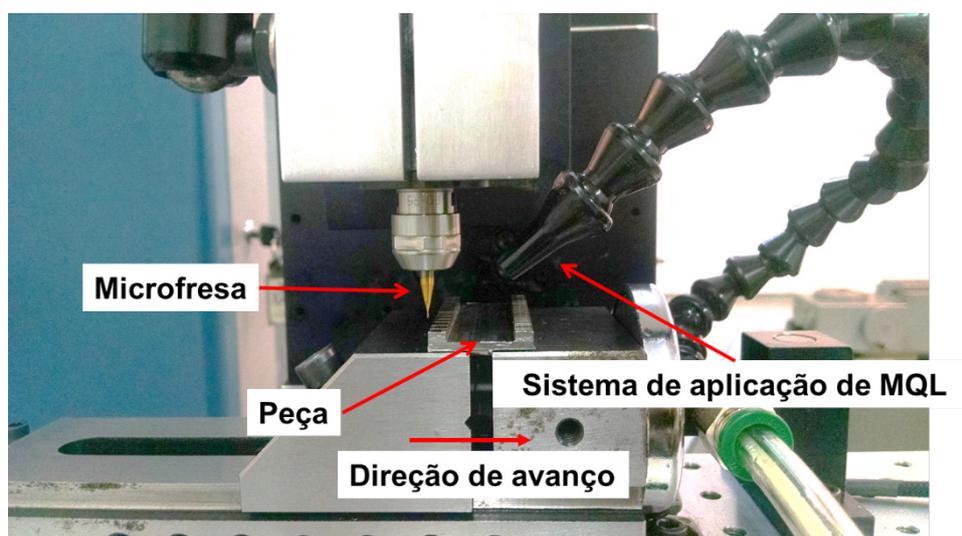


Figura 2. Microfresadora e sistema de aplicação de fluido de corte utilizados nos ensaios

No que se refere às ferramentas empregadas, estas foram microfresas de metal duro de $381\ \mu\text{m}$ de diâmetro revestidas com TiN, fabricadas pela empresa Performance Microtools.

A condição de corte empregada, escolhida por meio de oito pré-testes realizados, foi: avanço de $1,5\ \mu\text{m}/\text{dente}$; profundidade de corte de $30\ \mu\text{m}$; e rotação de 30000 rpm.

Para que fosse possível a análise do desgaste da ferramenta, foi necessária a preparação do corpo de prova de maneira que o comprimento de corte fosse pequeno. Para tanto, foi feito um ressalto na barra fornecida, dividindo a face superior (a ser usinada) em duas partes, nas extremidades, de, aproximadamente, 4,3 milímetros cada. A Fig. 2 mostra o corpo de prova preparado e fixado na morsa.

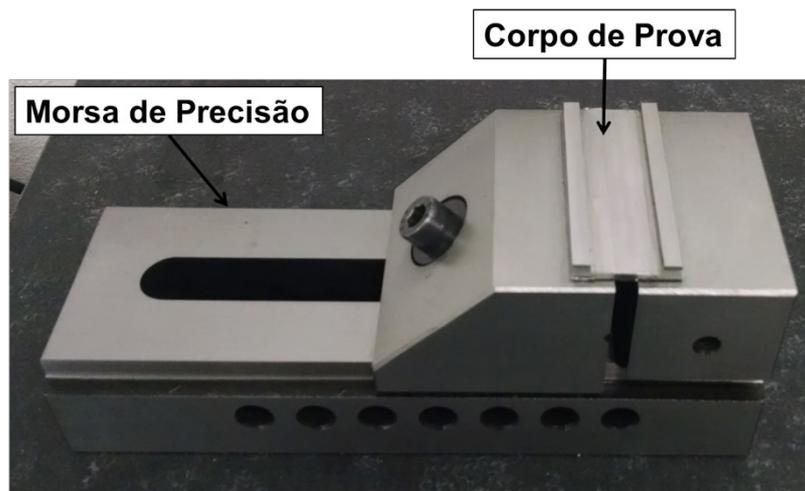


Figura 3. Corpo de prova para análise do desgaste

Para posterior análise do desgaste, por meio da comparação das ferramentas desgastadas com as novas, fotos de cada microfresa nova foram tiradas. Foram feitas imagens do topo da ferramenta e das duas arestas de corte da mesma. Além disso, verificou-se a integridade das microfresas, analisando se apresentavam alguma não conformidade, desgaste ou até mesmo quebra. Para tanto, utilizou-se o Microscópio Eletrônico de varredura (MEV). Subsequente à análise das ferramentas novas, os ensaios foram conduzidos, sendo utilizadas as condições de corte escolhidas por meio dos pré-testes realizados.

Após a usinagem de cada microcanal, a ferramenta foi retirada da microfresadora e levada ao MEV para análise. Ressalta-se que foram feitas imagens das ferramentas desgastadas nas mesmas posições e escala das ferramentas novas. Além disso, imagens da superfície de saída da ferramenta foram obtidas, a fim de possibilitar posterior análise dos mecanismos de desgaste.

Para possibilitar a medição do desgaste, as imagens das ferramentas desgastadas foram sobrepostas às novas, utilizando o *software* Adobe Photoshop CC. Cabe ressaltar que se tentaram diversas maneiras de realizar esse procedimento, sendo a mais adequada, a utilização desse programa.

Posterior à realização dessa etapa, em que foi feita a sobreposição da imagem

da ferramenta desgastada sobre a nova, pôde-se medir o desgaste após a usinagem de cada microcanal. O desgaste foi medido na superfície principal de folga por meio da distância encontrada através da diferença do tamanho da ponta da ferramenta nova com a desgastada. Para tanto, utilizou-se o *software* ImageJ.

3 I RESULTADOS E DISCUSSÕES

A Figura (4) mostra a evolução do desgaste para rotação de 30000 rpm na usinagem a seco. Observa-se que o comportamento do desgaste apresentado pela microferramenta foi semelhante ao que é apresentado por uma ferramenta na usinagem convencional, em que se pode identificar três regiões distintas. A região um, no gráfico analisado, se refere ao desgaste que vai de 0 a 7,57 μm , desgaste este que aparece logo após o primeiro passe. Nessa região, onde ocorrem os primeiros instantes do corte, a ferramenta experimenta um desgaste acelerado (Machado et al., 2011). A região dois, onde o desgaste cresce de maneira constante, é determinada pelos pontos em que o desgaste foi de 7,57 a 12,65 μm . Nesse estágio, a ferramenta já está adaptada ao processo e os mecanismos de desgaste atuam de maneira uniforme até uma nova inflexão ser atingida (Machado et al., 2011). Quando essa inflexão é atingida, se inicia a região três, que no gráfico, se dá a partir do desgaste de 12,65 μm , no qual nota-se uma aceleração do desgaste, até que a quebra da ferramenta fosse atingida.

Ressalta-se que, ao analisar o último canal usinado, observou-se que, desde o início deste, a rebarba de topo foi bem maior do que nos outros canais, o que sugere que a ferramenta quebrou ao entrar na peça ou logo no início do canal. Vale destacar também que o desgaste para as duas arestas de corte apresentou o mesmo comportamento.

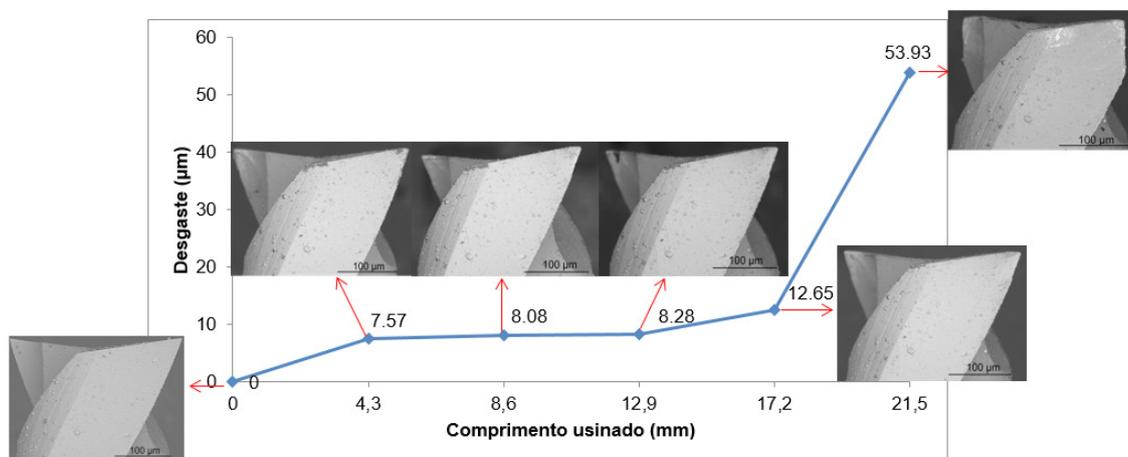


Figura 4. Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao utilizar a rotação de 30000 rpm no ensaio a seco

A Figura (5) mostra a evolução do desgaste da microferramenta no transcórre

dos ensaios, utilizando fluido de corte. Como pode ser observado, após o quarto passe ou durante o fresamento deste comprimento de usinagem, de 12,9 a 17,2 mm, a ferramenta quebrou. Ao se comparar esse comportamento com o apresentado pelo desgaste da ferramenta nos ensaios realizados a seco, nota-se que, ao utilizar fluido de corte, a ferramenta usinou um comprimento menor até a sua quebra ser atingida. Entretanto, vale ressaltar que a diferença foi pequena, tendo em vista que a ferramenta, nos ensaios a seco, quebrou logo no início da usinagem do quinto canal, ou seja, o comprimento usinado até a sua quebra também foi próximo de 17,2 mm.

Esse resultado se difere do que geralmente é esperado e apresentado pela usinagem convencional, tendo em vista que neste processo o fluido, normalmente, atua de forma positiva, reduzindo o desgaste da ferramenta. Sugere-se que o uso do fluido de corte por meio da técnica de MQL atuou como refrigerante do material do corpo de prova, tornando-o mais resistente e aumentando a força de cisalhamento, o que leva ao maior desgaste da ferramenta. Uma futura análise para buscar o entendimento da influência negativa do fluido de corte no desgaste da ferramenta será feita com maior detalhamento.

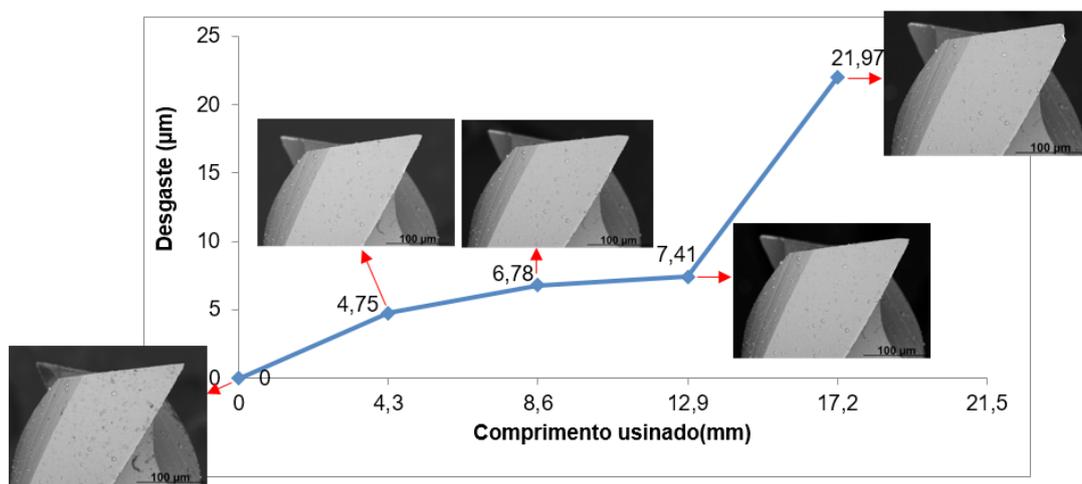


Figura 5. Comportamento do desgaste na superfície principal de folga da microfresa em função do comprimento usinado, ao usar a 30000 rpm utilizando fluido

4 | CONSIDERAÇÕES FINAIS

Ao comparar o gráfico da evolução do desgaste para os ensaios a seco e utilizando fluido de corte, foi observado que o uso do fluido de corte exerceu influência negativa no desgaste da ferramenta, ou seja, o seu uso implicou em menor tempo de vida da microfresa.

Além disso, ao analisar o gráfico obtido para o desgaste em função do comprimento usinado, nos ensaios a seco, se observa que o seu comportamento é semelhante ao desgaste em macroferramentas, com três regiões de taxa de desgaste diferentes.

REFERÊNCIAS

IMOA International Molybdenum Association. **Orientações práticas para processamento dos aços inoxidáveis duplex**. Londres, p. 64, 2009.

ISO 3685. **Tool-life testing with single-point turning tools**, 1993.

MACHADO, A.R., COELHO, R.T., ABRÃO, A.M., DA SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**, Edgard Blucher, São Paulo, 2011.

RAHMAN, M.; KUMAR, S.; PRAKASH, J. R. S. **Micro milling of pure copper**. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 116, p. 39–43, 2001.

VAZQUEZ, E.; GOMAR, J.; CIURANA, J.; RODRÍGUEZ, C. A. **Analyzing effects of cooling and lubrication conditions in micromilling of Ti6Al4V**. *Journal of Cleaner Production*, v. 87, p. 906 – 913, 2015.

ZHANG, Y.; JUN, M. B. G. **Mixed jet of independently atomized water and oil sprays as cutting fluids in micro-milling**. *Manufacturing Letters*. v. 1, p. 13–161, 2013.

GERAÇÃO E PARTIÇÃO DE CALOR EM USINAGEM POR MEIO DO MÉTODO CALORIMÉTRICO: UMA REVISÃO

Ivanilson Sousa da Costa

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Márcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

RESUMO: Quantificar o calor gerado e sua partição durante a usinagem de metais é de fundamental importância para seu monitoramento, dado que a temperatura de usinagem é um parâmetro crítico no corte de metais, influenciando desde a formação dos cavacos até os custos em usinagem. O objetivo deste trabalho é apresentar uma revisão bibliográfica sobre a medição do calor gerado em usinagem por meio do método calorimétrico, apresentando metodologias e resultados do calor gerado e sua partição entre peça, ferramenta de corte, cavacos e vizinhanças.

PALAVRAS-CHAVE: calor, temperatura, usinagem, calorímetro, revisão.

ABSTRACT: To quantify the heat generated and its partition during metal cutting is of fundamental importance for its monitoring, since the cutting temperature is a critical parameter in the machining, influencing from the formation of

the chips to the costs in machining. The objective of this paper is to present a review on the measurement of heat generated in machining by means of the calorimetric method, presenting methodologies and results of the heat generated and its partition between workpiece, tool, chips and neighborhoods.

KEYWORDS: heat, temperature, machining, calorimeter, review.

1 | INTRODUÇÃO

A maior parte da energia consumida para a usinagem de metais se transforma em calor (Shaw, 1984; Silva; Wallbank, 1999; Trent; Wright, 2000; Machado et al., 2015). Este acréscimo de energia térmica tem importância em todo processo de corte devido à distribuição de temperaturas desenvolvidas, influenciando desde a formação dos cavacos, as forças de usinagem, a vida da ferramenta, o controle dimensional, a integridade superficial da peça, inclusive os custos em usinagem. Por isso, a temperatura de usinagem é frequentemente um parâmetro crítico nestes processos, podendo acarretar problemas técnicos e econômicos devido principalmente à parcela de calor entregue à ferramenta de corte, limitando sua vida (Trent; Wright, 2000; Ferraresi, 2012;

Machado et al., 2015).

No início do século XVIII não havia nenhum método conhecido para medição de calor. Em 1784, os cientistas Lavoisier (1743-1794) e Laplace (1749-1827) publicaram a descrição de um calorímetro de gelo para medições da capacidade calorífica de metais e de calor em reações químicas. Baseado na troca de calor latente, o calorímetro de Lavoisier e Laplace, ilustrado pela Fig.(1), é considerado o primeiro calorímetro inventado (Tavares; Prado, 2010).

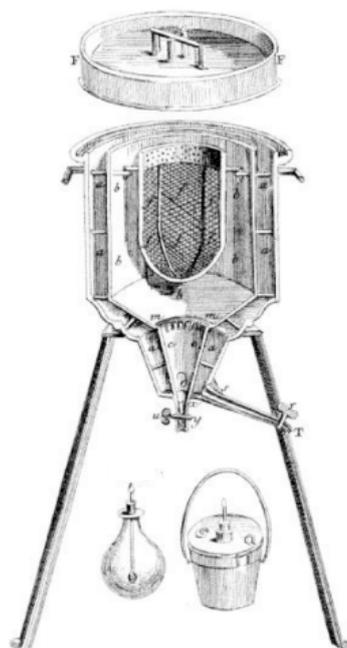


Figura 1. Concepção do calorímetro de gelo proposto por Lavoisier e Laplace em 1784

(Tavares; Prado, 2010)

A metodologia calorimétrica foi pela primeira vez utilizada em usinagem por Benjamin Thompson (conde Rumford) no final do século XVIII. Rumford observou que uma grande quantidade de calor era gerada durante a fabricação de canhões de bronze. Rumford estudou como esta quantidade de calor era produzida numa operação puramente mecânica, imergindo peça, ferramenta de corte e cavacos em um recipiente com uma quantidade conhecida de água, conforme é apresentado na Fig.(2) (Shaw, 1984; Komanduri; Hou, 2001).

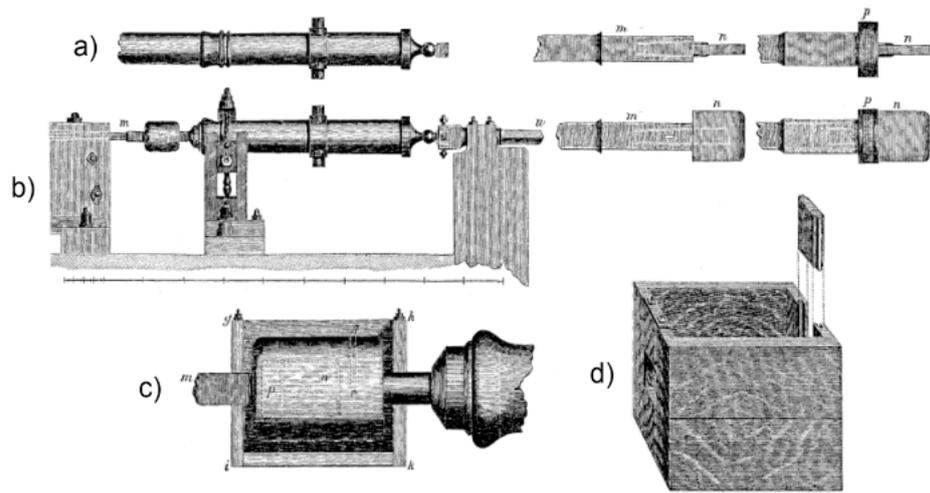


Figura 2. Determinação do calor gerado; a) canhão recebido da fundição; b) experimento montado; c) ampliação do calorímetro mostrando a barra de metal; d) recipiente do calorímetro (adaptado de Komanduri; Hou, 2001)

A importância dos experimentos de Rumford incluem: (i) uma metodologia para investigação de calor em usinagem por meio de calorímetros e (ii) o entendimento sobre a natureza do calor tendo em vista a vigente teoria do calórico na época, onde o calor era considerado como um fluido ígneo ou uma propriedade do material (Komanduri; Hou, 2001).

Em meados do século XIX, James P. Joule (1818-1889) desenvolveu o conceito de “equivalente mecânico de calor”: a relação existente entre a energia mecânica e a térmica, quando uma se converte na outra. O experimento de Joule consistiu de um calorímetro (recipiente de paredes adiabáticas, ou seja, termicamente isolado) com determinada massa de água, no qual foi inserido um conjunto de paletas presas a um eixo. Este conjunto foi colocado em rotação pela queda de massas, Fig. (3). O atrito das paletas aquece a água, cuja variação de temperatura, determinada por um termômetro, corresponde a energia mecânica transformada em energia térmica (Nussenzveig, 2008).

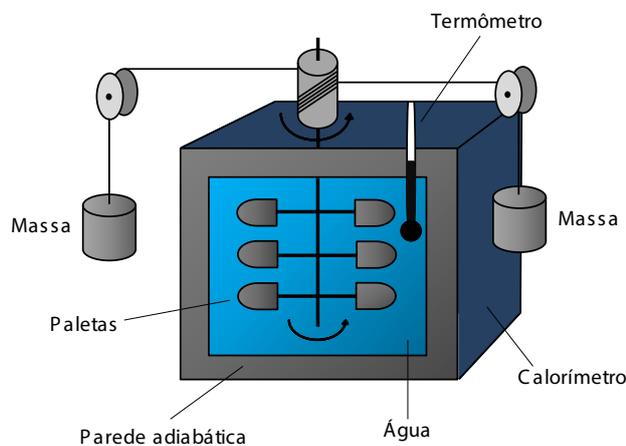


Figura 3. Medição do equivalente mecânico do calor por Joule

(adaptado de Nussenzveig, 2008)

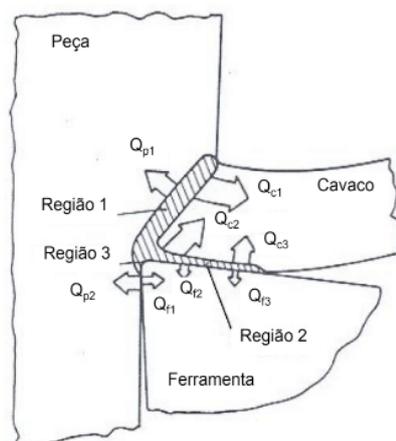
O trabalho mecânico equivalente foi medido pela altura da queda das massas. Joule constatou que eram necessários aproximadamente 4,184 J para elevar de 1 °C a temperatura de 1 g de água. Assim, o equivalente mecânico da água é 4,184 J/cal (Nussenzveig, 2008).

Os experimentos de Lavoisier, Rumford e Joule trouxeram contribuições significativas no campo da Calorimetria e da Termodinâmica. Metodologias calorimétricas tem sido propostas e utilizadas na área de manufatura, especialmente na usinagem de metais e este trabalho se propõe a apresentar uma revisão bibliográfica destas metodologias e os resultados obtidos na medição de calor gerado e sua partição entre peça, ferramenta de corte, cavacos e vizinhanças.

2 | GERAÇÃO DE CALOR E TEMPERATURA EM USINAGEM

Em processos de usinagem de metais praticamente toda a energia mecânica associada à formação do cavaco, se transforma em energia térmica ou calor, proveniente da deformação e do cisalhamento do cavaco no plano de cisalhamento (zona de cisalhamento primário), do atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte (zona de cisalhamento secundário) e do atrito na interface de contato da peça com a superfície de folga da ferramenta (zona de cisalhamento terciário) (Trent; Wright, 2000; Machado et al., 2015; Grzesik, 2017).

Na Figura 4 são apresentadas estas zonas distintas de geração de calor em usinagem.



Região 1 – zona de cisalhamento primário
 Região 2 – zona de cisalhamento secundário
 Região 3 – zona de interface entre a peça e a superfície de folga ou zona de cisalhamento terciário

Figura 4. Zonas de geração e dissipação de calor em usinagem. Parcela de calor dissipadas pelo cavaco ($Q_c = Q_{c1} + Q_{c2} + Q_{c3}$), dissipada pela ferramenta ($Q_f = Q_{f1} + Q_{f2} + Q_{f3}$) e dissipada pela peça ($Q_p = Q_{p1} + Q_{p2}$) (adaptado de Ferraresi, 2012)

Devido aos fenômenos inerentes do processo de usinagem de metais, uma grande quantidade de calor e altas temperaturas podem ser desenvolvidas durante o corte. Essas variáveis tem influência em todo o processo, destacando-se na ativação de mecanismo de desgaste de ferramentas de corte e na integridade superficial da

peça obtida. Uma vez que o calor é uma forma de energia, partições do calor serão dissipadas pelos cavacos formados, peça, ferramenta de corte e meio ambiente. Desta forma, o balanço energético do processo de corte pode ser expresso pela Eq.(1) (Ferraresi, 2012):

$$Q_z + Q_{a1} + Q_{a2} = Q_c + Q_p + Q_f + Q_m \quad (1)$$

Onde:

Q_z = quantidade de calor produzida pela deformação e pelo cisalhamento do cavaco (zona de cisalhamento primário).

Q_{a1} = quantidade de calor produzida pelo atrito do cavaco com a ferramenta de corte (zona de cisalhamento secundário).

Q_{a2} = quantidade de calor produzida pelo atrito da peça com a ferramenta de corte (zona de cisalhamento terciário).

Q_c = quantidade de calor dissipada pelo cavaco.

Q_p = quantidade de calor dissipada pela peça.

Q_f = quantidade de calor dissipada pela ferramenta de corte.

Q_m = quantidade de calor dissipada pelo meio ambiente.

Na Figura 5 é apresentada esquematicamente uma típica partição de calor em aço baixo carbono AISI 1113, a qual a maior parte do calor gerado em usinagem é dissipada pelos cavacos (Q_c), cerca de 10 % a 20 % do calor total é dissipado pela ferramenta de corte (Q_f) e o restante é praticamente dissipado pela peça (Q_p). O aumento da velocidade de corte provoca maiores partições do calor dissipado nos cavacos, embora as partições do calor dissipado na peça e na ferramenta diminuam (Shaw, 1984).

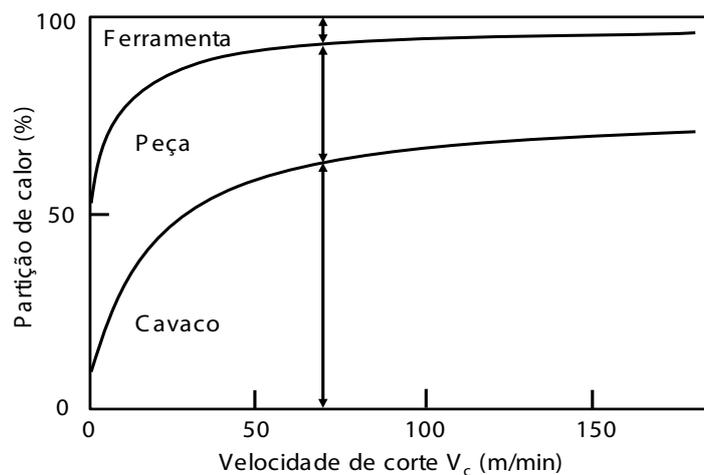


Figura 5. Representação esquemática da partição típica de calor gerado em usinagem, entre o cavaco, a ferramenta de corte e a peça, em aço baixo carbono AISI 1113

(adaptado de Shaw, 1984)

Verifica-se experimentalmente que quase todo o trabalho de usinagem (87 %

a 90 %) se transforma em calor (Ferraresi, 2012). Logo, a taxa de geração de calor, em watts, é aproximadamente equivalente ao trabalho de usinagem na unidade de tempo. Pode-se determinar, com bastante aproximação, a taxa de geração de calor (q) produzida na usinagem pela Eq. (2) (Machado et al., 2015):

$$q = \frac{F_c \cdot V_c}{60} \quad [\text{W}] \quad (2)$$

Por meio da Eq. (2) verifica-se que a quantidade de calor gerada durante a usinagem aumenta com a velocidade de corte e com a força de corte. Conseqüentemente, a temperatura cresce com o aumento da velocidade de corte, do avanço e da profundidade de corte. Este aumento de temperatura é acelerado com o desgaste da ferramenta, o qual aumenta o valor do coeficiente de atrito e, conseqüentemente, a força de corte (Ferraresi, 2012).

3 | MÉTODO CALORIMÉTRICO

A medição de calor e temperaturas em usinagem é um desafio experimental e muitos métodos experimentais foram desenvolvidos ao longo do tempo (Trent; Wright, 2000; Komanduri; Hou, 2001; Machado et al., 2015). Cada método possui suas vantagens e desvantagens e o método mais adequado para um determinado problema depende da situação em consideração, tais como a facilidade de acesso e o tamanho da área de medição, a dinâmica do corte (contínuo ou interrompido), a precisão necessária, os custos de instrumentação, etc. (Komanduri; Hou, 2001).

Denomina-se calorímetro um sistema fechado que não permite trocas de calor com o ambiente (adiabático). O método calorimétrico consiste em confinar os fenômenos de geração de calor em usinagem no interior de um calorímetro e avaliar as temperaturas envolvidas e o calor por meio de medições com termopares ou termômetros e das equações da Calorimetria.

O calor gerado no corte pode ser determinado com bastante precisão pelo método calorimétrico, permitindo medições de trabalho, potência, forças, temperatura média do cavaco, etc. apresentando boas concordâncias entre as medidas de potência obtida a partir de medições de torque (Komanduri; Hou, 2001).

Segundo Ferraresi (2012), a temperatura média do cavaco pode ser determinada aproximadamente por meio de calorímetro de água, Fig. (6).

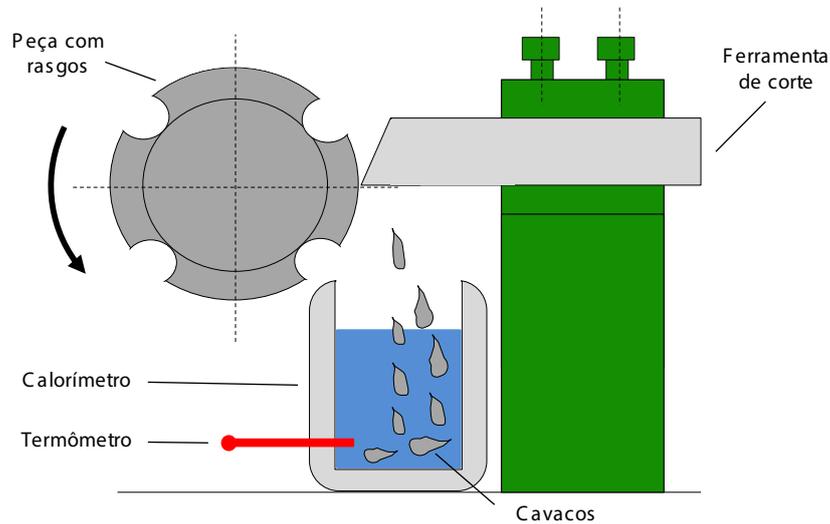


Figura 6. Determinação da temperatura média do cavaco por meio de um calorímetro
(adaptado de Ferraresi, 2012).

A metodologia consiste na medição da temperatura inicial da água seguida da usinagem de uma peça com rasgos axiais (para favorecer a quebra do cavaco). Os cavacos gerados se alojam no interior do calorímetro por gravidade. Após a usinagem, a temperatura final da água é medida após um tempo previamente determinado. A massa dos cavacos é medida após a secagem. Desta forma, a temperatura do cavaco é determinada pela Eq. (3):

$$T_{cav} = \frac{(m_a + m_e \cdot c_e) \cdot (T_2 - T_1)}{m_c \cdot c} + T_2 \quad (3)$$

Onde m_c é a massa de cavaco (g), m_a é a massa da água no calorímetro (g), m_e é a massa equivalente do calorímetro (g), c é o calor específico do cavaco (cal/g.°C), c_e é o calor específico do calorímetro (cal/g.°C), T_2 é a temperatura final de equilíbrio da água, do cavaco e do calorímetro (°C), T_1 é a temperatura inicial de equilíbrio da água e do calorímetro (°C) e T_{cav} é a temperatura do cavaco, a ser determinada (°C).

A partição do calor gerado na furação foi estudada por Schmidt e Roubik (1949) (*apud* Shaw, 1984) (*apud* Komanduri; Hou, 2001). Os pesquisadores construíram três calorímetros de água para determinação: (i) do calor total gerado na furação de ligas de magnésio, (ii) do calor dissipado na ferramenta após o corte e (iii) do calor dissipado pelos cavacos, ver Fig. (7). Os autores mostraram que a maior parte do calor gerado em usinagem foi dissipada pelos cavacos, cerca de 70 % a 85 %, cerca de 10 % do calor é dissipado pela peça e o restante é dissipado pela ferramenta de corte, conforme a Fig. (8).

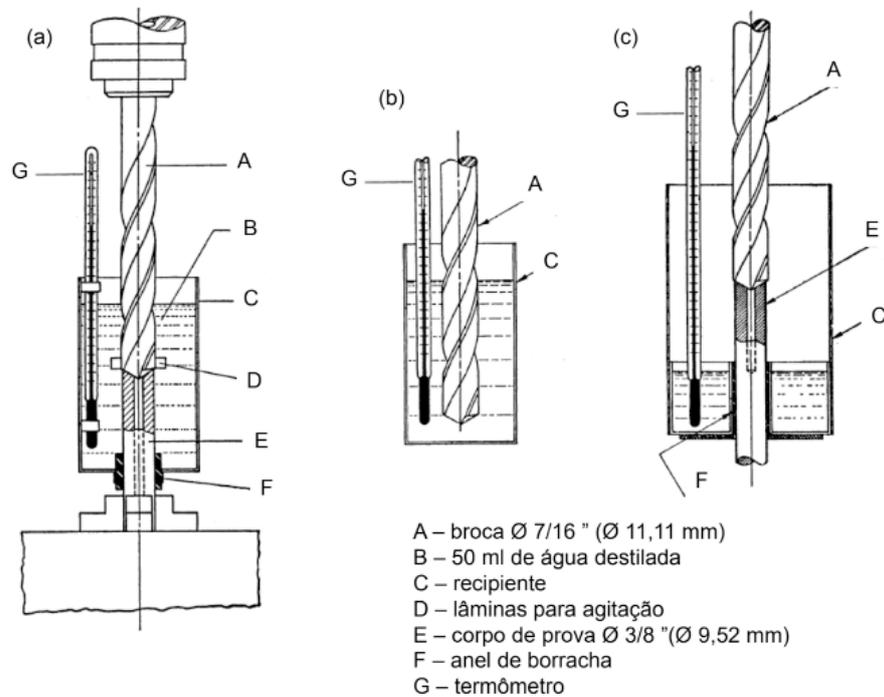


Figura 7. Esquemas de calorímetros de água para estimativa de: (a) calor total gerado na furação; (b) calor dissipado pela ferramenta; (c) calor dissipado pelos cavacos

(adaptado de Schmidt; Roubik, 1945 *apud* Komanduri; Hou, 2001)

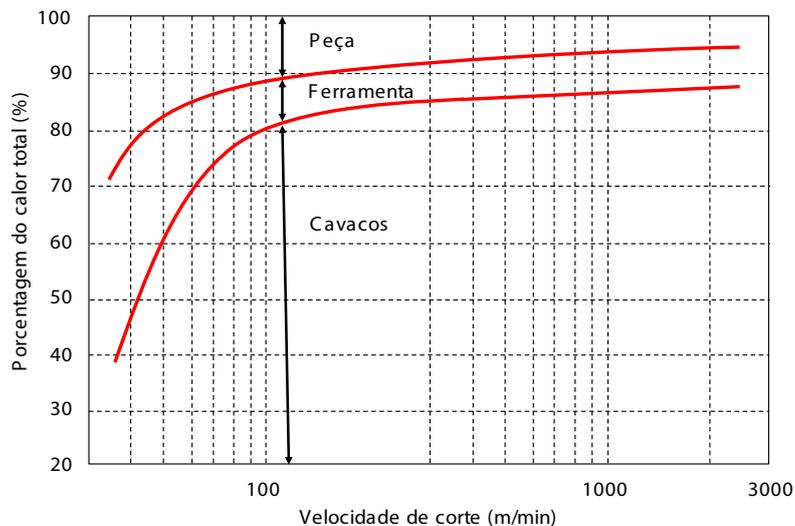


Figura 8. Distribuição do calor gerado em função da velocidade de corte

(adaptado de Schmidt; Roubik, 1949 *apud* Komanduri; Hou, 2001).

Os autores repetiram as experiências do método calorimétrico no fresamento de uma liga de alumínio e os resultados obtidos para a partição de calor em função da velocidade de corte foram semelhantes aos resultados de furação de ligas de magnésio (Schmidt; Roubik, 1945 *apud* Shaw, 1984).

Denkena; Ammermann; Niederwestberg (2012) desenvolveram e testaram um calorímetro para medição da partição de calor em furação de aço ABNT 1045. O projeto

do calorímetro, constituído de Poliamida 66, é apresentado na Fig. (9). O fluido utilizado no calorímetro foi óleo de base mineral Shell Macron® 2429 S-8. Três termopares tipo K foram utilizados para o monitoramento das temperaturas no calorímetro, em diferentes posições. Um sistema de estimulação dinâmica foi proposto para acelerar as trocas térmicas entre os cavacos e o fluido do calorímetro. Na Figura 10 são apresentados os resultados dos experimentos obtendo resultados entre 55 % e 70 % de calor dissipado pelos cavacos em relação à energia total consumida no corte.

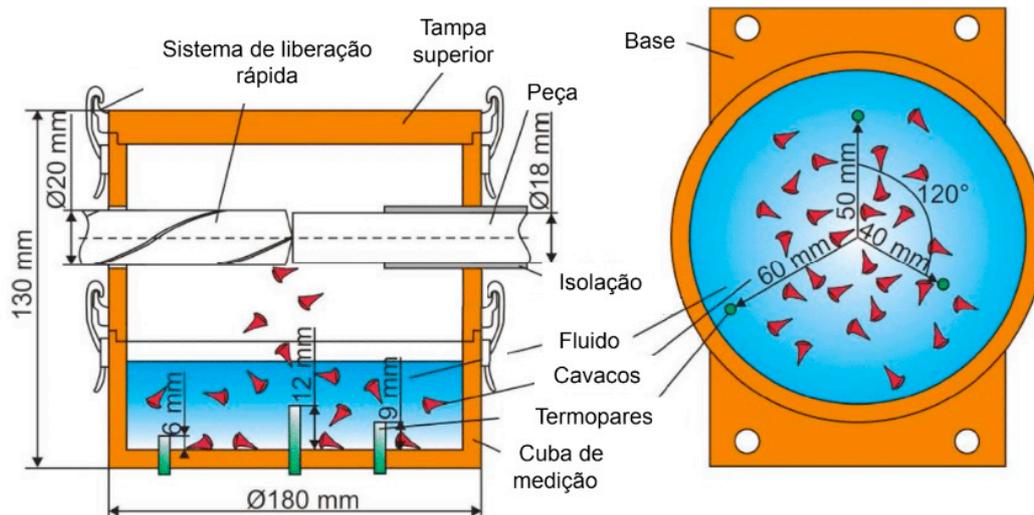


Figura 9. Configuração do calorímetro para medição da partição de calor dissipada pelos cavacos (adaptado de Denkena; Ammermann; Niederwestberg, 2012)

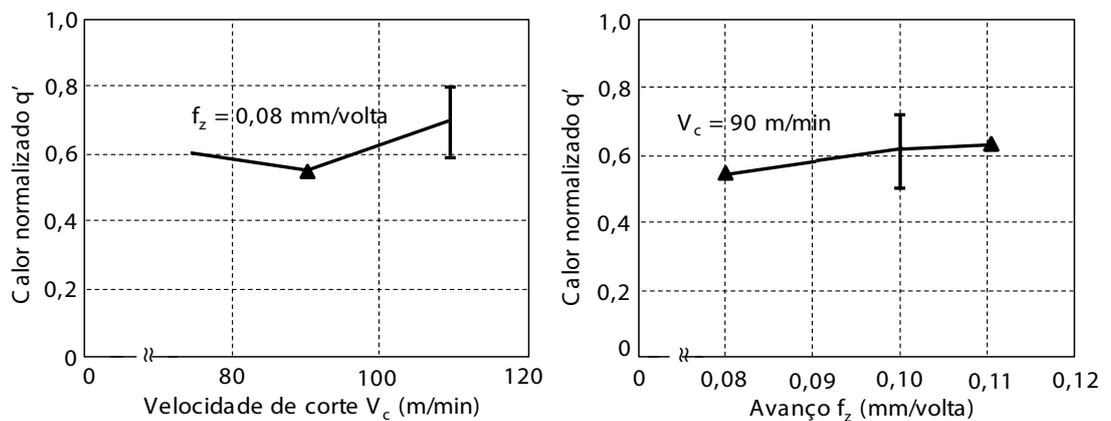


Figura 10. Influência da velocidade de corte e do avanço no calor dissipado pelos cavacos (adaptado de Denkena; Ammermann; Niederwestberg, 2012)

Quan; He; Dou (2008) estudaram a geração de calor no torneamento de aço carbono AISI 1045 a altas velocidades de corte por meio do método calorimétrico. Os autores construíram três calorímetros de água, na forma de um recipiente de aço revestido com espuma adiabática de condutividade térmica de 0,0337 W/m.K, ver Fig. (11).

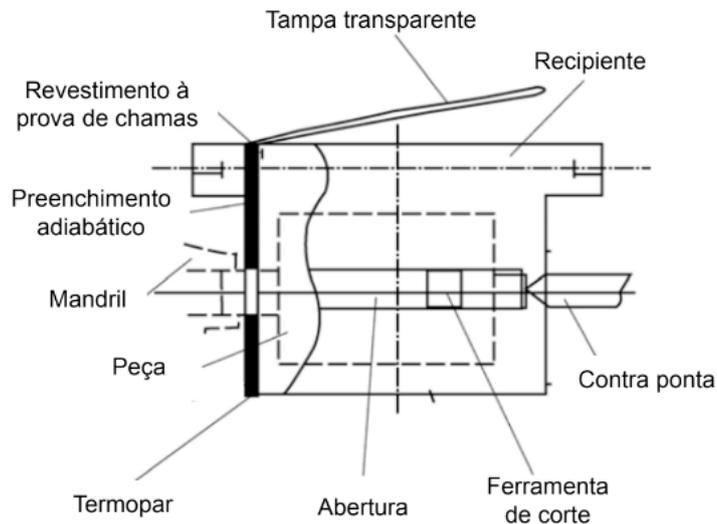


Figura 11. Calorímetro para avaliação do calor dissipado pelos cavacos

(traduzido de Quan; He; Dou, 2008)

A Figura 12 apresenta os resultados experimentais da taxa de geração de calor em usinagem (Q) e da potência de corte (P_c) em função da velocidade de corte. O calor dissipado para o meio ambiente (Q_{ma}) foi de aproximadamente 0,2 %. A taxa de calor gerado e a potência aumentam com a velocidade de corte. A maior parte do calor gerado foi dissipada pelos cavacos (Q_c). Os resultados também indicam que o ensaio tem um erro de medição notável nas menores velocidades de corte, porém o método é adequado para estudos em altas velocidades de corte (Quan; He; Dou, 2008).

A Figura 13 apresenta a partição de calor em usinagem dissipado entre a ferramenta ($\%R_f$), peça ($\%R_p$) e cavacos ($\%R_c$) em função da velocidade de corte (Quan; He; Dou, 2008).

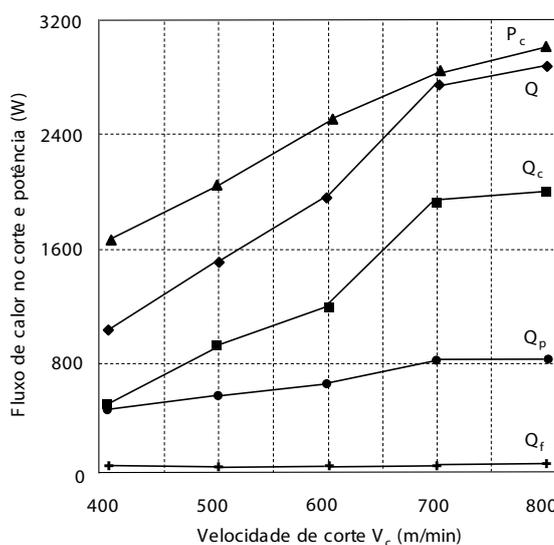


Figura 12. Taxa de calor gerado e potência consumida em função da velocidade de corte (adaptado de Quan; He; Dou, 2008)

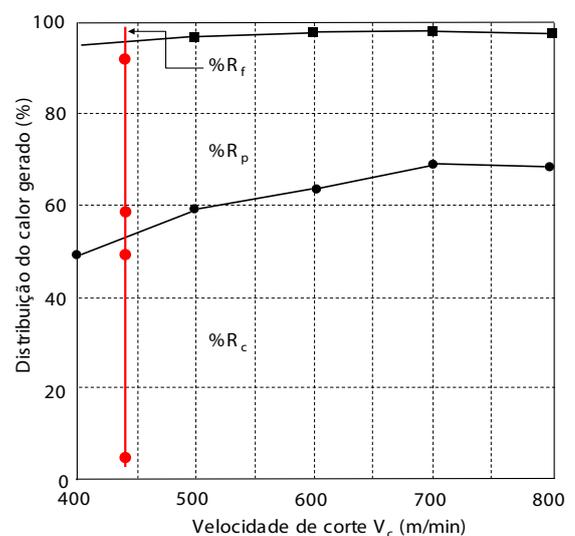


Figura 13. Distribuição do calor gerado em usinagem (partição) em função da velocidade de corte (adaptado de Quan; He; Dou, 2008)

Os resultados mostram que em velocidades de corte menores, o calor dissipado pela peça (Q_p) tem sua maior parcela de contribuição, proporção próxima do calor dissipado pelos cavacos. O calor dissipado para a ferramenta de corte é cerca de 4% do calor total. Em velocidades de corte maiores, os cavacos dissipam maior parte do calor gerado, à medida que a velocidade de corte aumenta. Embora o calor de corte transferido para a peça e a ferramenta de corte também aumentem com a velocidade de corte, a proporção total destes diminuem (Quan; He; Dou, 2008).

Parâmetro	400 m/min	500 m/min	600 m/min	700 m/min	800 m/min
Q_c (W)	504,8	890,2	1169,2	1908,0	1987,2
Q_p (W)	478,0	568,4	632,5	808,0	827,0
Q_f (W)	39,6	39,5	33,9	46,1	65,5
Q_{ma} (W)	1,9	2,1	2,6	3,3	5,4
Q (W)	1024,3	1500,2	1938,2	2765,4	2885,1
P_c (W)	1633,0	2033,0	2480,0	2823,0	2988,0
% R_c (%)	49,4	59,4	63,7	69,1	69,0
% R_p (%)	46,8	37,9	34,5	29,3	28,7
% R_f (%)	3,8	2,7	1,8	1,7	2,3

Tabela 1. Taxa de calor gerado, potência consumida e partição de calor em função da velocidade de corte no torneamento de aço carbono 1045 (Quan; He; Dou, 2008)

Silva (2015) projetou e construiu um calorímetro de água para medição da geração de calor na furação de ferro fundido cinzento. O calorímetro consistiu de dois recipientes cilíndricos coaxiais, o interno foi fabricado em PVC (policloreto de polivinila) e o externo em Technyl®. A tampa, também fabricada em Technyl® encaixa-se ao recipiente interno e é fixado por parafusos. O espaço entre os dois recipientes foi preenchido com poliestireno expandido comercial (Isopor®) para isolamento térmica, ver Fig. (14).

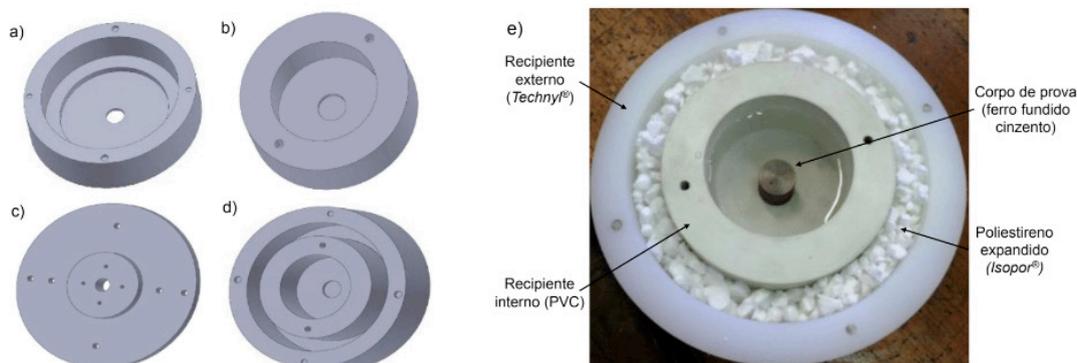


Figura 14. a) recipiente externo de Technyl®; b) recipiente interno de PVC; c) visão inferior da tampa do calorímetro (Technyl®); d) os dois recipientes coaxiais encaixados constituem o calorímetro; e) configuração final do calorímetro (adaptado de Silva, 2015)

As temperaturas da água foram medidas por termopares tipo K inseridos no interior

do calorímetro. Silva (2015) comparou a energia consumida na usinagem usinagem, calculada pelo torque, e o calor gerado em usinagem, estimado pelo calorímetro. Em suma, o calorímetro de água projetado e construído foi conveniente para avaliação da quantidade de calor gerada em usinagem, apesar dos possíveis erros associados às medições.

O calorímetro de água projetado e construído por Silva (2015) foi utilizado em trabalhos posteriores. Costa; Borba Júnior; Silva (2018a) apresentaram uma metodologia atualizada para medição de calor durante a furação do ferro fundido cinzento. Costa; Borba Júnior; Silva (2018b) propuseram a combinação da metodologia calorimétrica com outras técnicas de medição de temperaturas, como a termografia infravermelha e os termopares inseridos.

Andrade; Costa; Silva (2018) propuseram a estimativa do calor dissipado pelos cavacos utilizando o calorímetro de água. Na Figura 15 é apresentada a configuração dos testes realizados em torno mecânico. O calorímetro foi posicionado 195 mm abaixo da região de corte e os cavacos foram colhidos por gravidade e retidos no interior do calorímetro, trocando calor com o fluido calorimétrico.

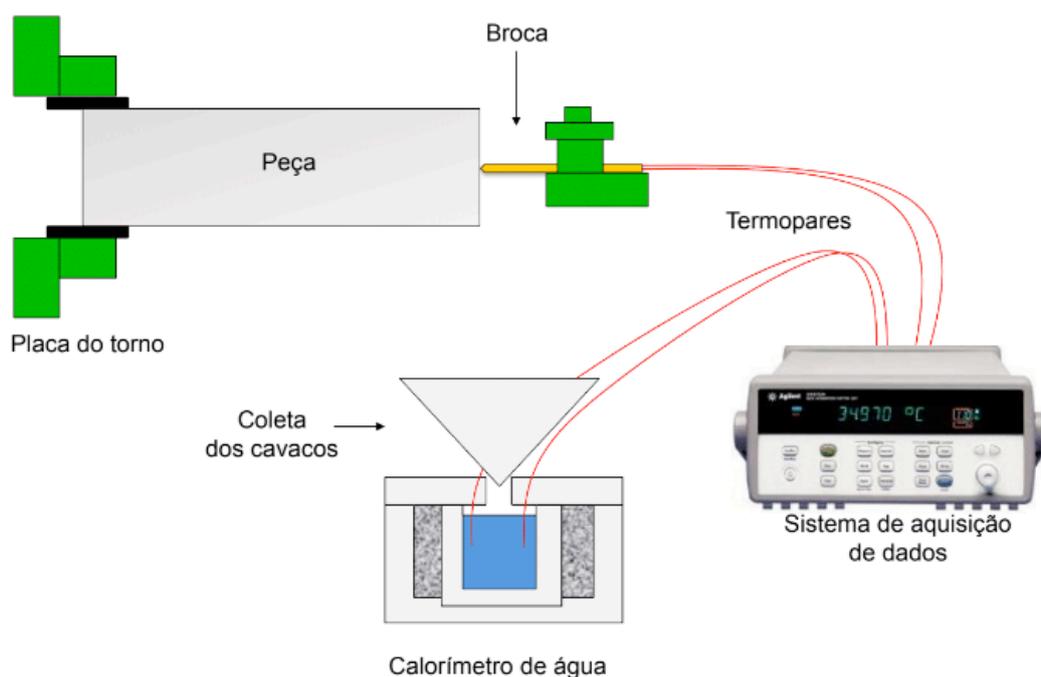


Figura 15. Montagem experimental utilizada nos testes (Andrade; Costa; Silva, 2018)

Os autores concluíram que o método calorimétrico apresentou bons resultados na medição do calor dissipado pelos cavacos na furação do ferro fundido cinzento sendo a quantidade de calor cedido pelos cavacos à água calculado em 0,57 kJ (Andrade; Costa; Silva, 2018).

4 | CONCLUSÃO

O método calorímetro é uma técnica essencialmente experimental utilizada na medição de calor em processos de usinagem desde 1798 até os dias atuais. Apesar de suas dificuldades experimentais inerentes, a técnica calorimétrica é relativamente simples, bastante versátil e de baixo custo, podendo ser utilizada para medição do calor gerado em processos de torneamento e furação, além das partições do calor gerado para a ferramenta de corte e cavacos.

REFERÊNCIAS

- ANDRADE, M.; COSTA, I. S.; SILVA, M. B. **Medição de Calor e Temperatura de Cavacos por Meio do Método Calorimétrico**. In: XXV Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica, Brasília-DF, 2018.
- COSTA, I. S.; BORBA JÚNIOR, M.; SILVA, M. B. Medição de Calor e Temperatura em Usinagem por meio do Método Calorimétrico. **Acta Mechanica Et Mobilitatem**, vol.3, n.6, p.19-23, 2018a.
- COSTA, I. S.; BORBA JÚNIOR, M.; SILVA, M. B. **Metodologia Calorimétrica para Medição de Calor e Temperatura na Furação de Ferro Fundido Cinzento**. In: XXII Colóquio de Usinagem, Uberaba-MG, 2018b.
- DENKENA, B.; AMMERMAN, C.; NIEDERWESTBERG, D. Development of a Calorimeter to Determine the Chip Heat in Drilling of C45EN. **Key Engineering Materials**, vol. 504-506, p. 1341-1346, 2012.
- FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo: Blücher, 2012.
- GRZESIK, W. **Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modelling, and Applications**. 2nd ed. [S.l.]: Elsevier, 2017.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. A Review of the Experimental Techniques for the Measurement of Heat and Temperatures Generated in Some Manufacturing Processes and Tribology. **Tribology International**, 34, p. 653-682, 2001.
- MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3^a ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2015.
- NUSSENZVEIG, H. M. **Curso de Física Básica: Fluidos, Oscilações e Ondas, Calor**. 4^a ed. São Paulo: Blücher, 2008.
- QUAN, Y., HE, Z., DOU, Y. Cutting Heat Dissipation in High-speed Machining of Carbon Steel Based on the Calorimetric Method. **China Mechanical Engineering**, 3(2), p.175-179, 2008.
- SCHMIDT A. O., ROUBIK J. R. Distribution of Heat Generated in Drilling. **Trans ASME**, 71:242-5, 1949.
- SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. New York: Oxford University Press, 1984.
- SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Cutting Temperature: Prediction and Measurement Methods - A Review. **Journal of Materials Processing Technology**, 88, p. 195-202, 1999.

SILVA, M. D. **Desenvolvimento e Construção de um Calorímetro** para Processo de Furação. 90 p. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade de Uberlândia, 2014.

TAVARES, G. W.; PRADO, A. G. S. Calorímetro de Gelo: Uma Abordagem Histórica e Experimental para o Ensino de Química na Graduação. **Química Nova**, vol. 33, n. 9, p.1987-1990, 2010.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4th ed. London: Butterworths, 2000.

GERAÇÃO DE CALOR NA FURAÇÃO DO FERRO FUNDIDO CINZENTO POR MEIO DO MÉTODO CALORIMÉTRICO

Ivanilson Sousa da Costa

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Guilherme Henrique Alves Andrade

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Márcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

RESUMO: Este trabalho tem como objetivo explicar uma metodologia calorimétrica para medição do calor gerado durante a furação de ferro fundido cinzento. O calorímetro empregado consistiu de dois recipientes cilíndricos coaxiais encaixados entre si, o externo fabricado em Poliamida 6.6 e o interno fabricado em policloreto de vinila. Termopares foram utilizados para contínua medição das temperaturas no interior do calorímetro. Testes experimentais foram realizados e confirmaram a aplicabilidade da metodologia empregada para avaliação da energia mecânica transformada em energia térmica em usinagem.

PALAVRAS-CHAVE: calor, furação, calorímetro, ferro fundido cinzento.

ABSTRACT: This paper is concerned with a calorimetric methodology for the measurement of the heat generated during the grey cast iron drilling. Calorimeter used consisted of two cylindrical containers fitted together, the external one made of Polyamide 6.6 and the internal one made of Polyvinyl chloride. Thermocouples were used to continuously measure the temperatures inside the calorimeter. Tests were performed and confirmed the applicability of the methodology used to evaluate the mechanical energy transformed into thermal energy in machining.

KEYWORDS: heat, drilling, calorimeter, grey cast iron.

1 | INTRODUÇÃO

A literatura científica tem sido unânime em afirmar que a maior parte da energia consumida na usinagem dos metais é convertida em calor próximo à aresta de corte da ferramenta (Silva; Wallbank, 1999; Komanduri; Hou, 2001) e vários métodos experimentais, analíticos e numéricos foram propostos para medição ou avaliação desse calor. Um desses é o método calorimétrico, técnica experimental na qual todas as trocas térmicas inerentes ao processo de usinagem são confinadas no interior de um

calorímetro.

Pesquisadores tem apresentado importantes resultados obtidos por meio desse método, em diversas configurações de calorímetros, processos de usinagem e materiais usinados (Komanduri; Hou, 2001; Quan; He; Dou, 2008; Denkena; Ammermann; Niederwestberg, 2012; Silva; 2015; Costa; Borba-Júnior; Silva, 2018).

O objetivo deste trabalho é explanar uma metodologia para medição do calor gerado durante o processo de furação de ferro fundido cinzento por meio do método calorimétrico.

2 | METODOLOGIA

2.1 Calorímetro

Neste trabalho foi utilizado o calorímetro desenvolvido por Silva (2015), que consiste de dois recipientes cilíndricos coaxiais encaixados entre si. O recipiente externo foi fabricado em Poliamida 6.6 em (nome comercial Technyl®) e o recipiente interno foi fabricado em policloreto de vinila (PVC). O recipiente externo possui um rebaixo para fixação do recipiente interno que, por sua vez, possui um rebaixo para fixação do corpo de prova.

A Poliamida 6.6 e o PVC foram selecionados por suas características de má condução de calor, baixo custo e disponibilidade. A condutividade térmica da Poliamida 6.6, a 23 °C, é de 0,23 W/m.K (Incomplast, 2018). A condutividade térmica do PVC é de 0,21 W/m.K (Macedo Plásticos, 2018).

A tampa do calorímetro foi fabricada em Poliamida 6.6 e encaixa-se com o recipiente interno, sendo fixada ao recipiente externo do calorímetro por quatro parafusos. Foram usinados quatro furos de 2 mm de diâmetro na tampa para a passagem dos termopares. No recipiente interno do calorímetro foi adicionado 90 ml de fluido do calorímetro. Todos os componentes do calorímetro e suas dimensões estão apresentados na Fig. (1) e na Tab. (1).

Silva (2015) utilizou a água deionizada como fluido calorimétrico, neste trabalho foi utilizado a água destilada. Para minimizar as perdas de energia térmica por convecção natural, foram adicionados blocos de poliestireno expandido (nome comercial Isopor®) de aproximadamente 13,6 mm de espessura entre os dois recipientes do calorímetro. A condutividade térmica do poliestireno expandido é de 0,038 W/m.K (Netzsch, 2018).

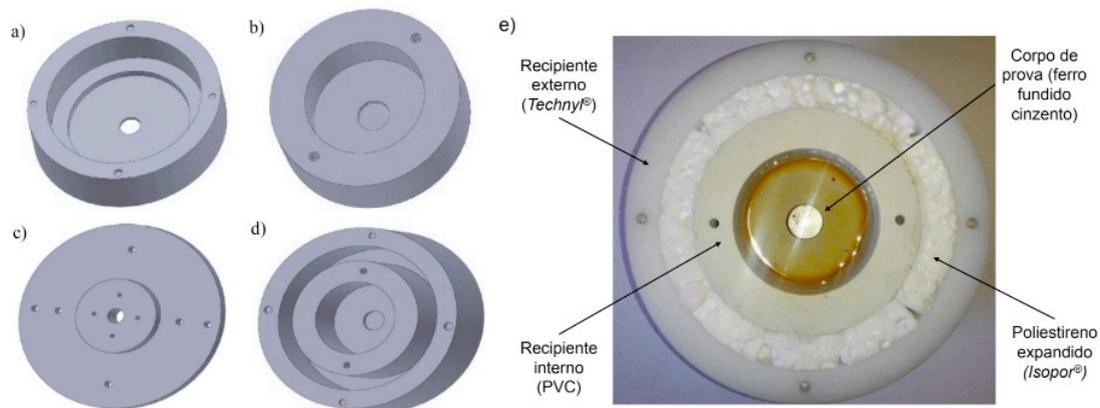


Figura 1. Componentes do calorímetro: a) recipiente externo; b) recipiente interno; c) tampa do calorímetro; d) recipiente interno e externo encaixados (adaptado de Silva, 2015); e) calorímetro com a peça a ser usinada fixada

Componente	Ø externo (mm)	Ø interno (mm)	Ø rebaixo (mm)	Altura (mm)
Recipiente externo (Poliamida 6.6)	150	122	95	66
Recipiente interno (PVC)	95	60	16	55
Tampa (Poliamida 6.6)	150	-	60 ⁽¹⁾	5

Tabela 1. Dimensões dos componentes do calorímetro

⁽¹⁾: No caso da tampa, a dimensão corresponde a um ressalto.

2.2 Porcentagem total da energia mecânica transformada em energia térmica

Para avaliação da porcentagem total da energia mecânica transformada em energia térmica foi utilizada a metodologia que se segue.

Os corpos de prova utilizados foram peças cilíndricas de ferro fundido cinzento com 16 mm de diâmetro e 30 mm de altura. O corpo de prova foi fixado no rebaixo do recipiente interno do calorímetro por um parafuso, conforme a Fig.(1)(e). Na Fig.(2) é apresentada a configuração final do calorímetro, com o corpo de prova no seu interior.

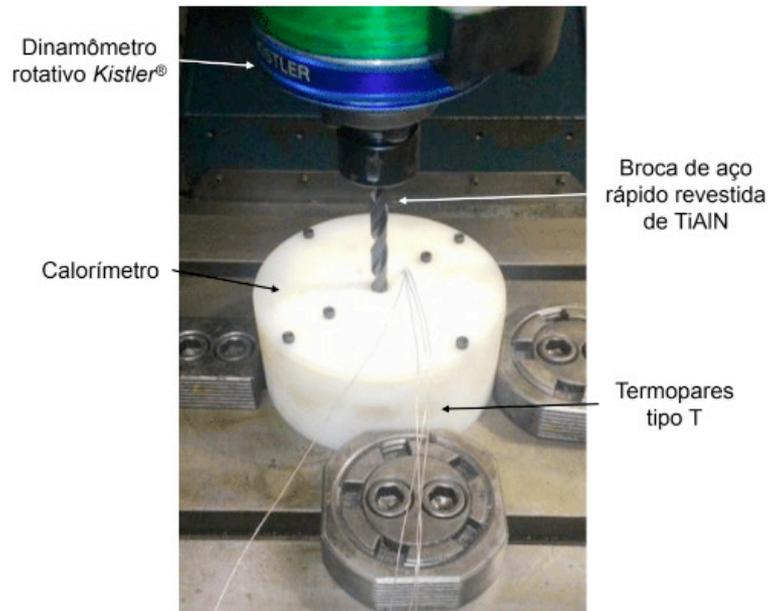


Figura 2. Configuração final do calorímetro na máquina-ferramenta

Para medição de temperaturas foram utilizados termopares tipo T inseridos no interior do calorímetro para contínuo monitoramento da temperatura do fluido calorimétrico. Uma unidade de aquisição, comutação e registro de dados Keysight Technologies® modelo 34970A comandado pelo programa computacional Agilent BenchLink Data Logger 3 foi utilizada para registro dos sinais de temperatura.

Para medição dos esforços de furação foi utilizado um dinamômetro rotativo Kistler® modelo 9123C1211, com condicionador de sinal de multicanal Kistler®. O dinamômetro foi fixado no mandril da máquina, transmitindo os sinais de força e torque por telemetria.

A ferramenta de corte utilizada foi uma broca helicoidal de corte a direita com duas arestas cortantes de aço rápido revestida de TiAlN (nitreto de titânio e alumínio) e diâmetro de 10 mm.

A máquina-ferramenta utilizada para realização dos testes de furação foi um Centro de Usinagem Romi® Discovery CNC 760 com potência do motor principal de 11 kW e rotação máxima de 10.000 rpm.

Foram realizados testes em duas etapas, ambas com termopares soldados no corpo de prova e termopares no interior do calorímetro monitorando a temperatura da água: primeiramente os testes foram realizados retrocedendo a broca no fim de curso da ferramenta, não permitindo a troca de calor no interior do calorímetro (testes denominados “A”). Em seguida, foi permitida a troca de calor da ferramenta no interior do calorímetro, admitindo que a ferramenta de corte permanecesse no fim de curso (testes denominados “B”).

Os termopares que monitoraram as temperaturas do corpo de prova foram

soldados perpendicularmente à superfície, em linha reta, conforme a Fig. (3). As posições de soldagem, medidas pelo comprimento do termopar até à face superior, foram medidas com paquímetro analógico (resolução de 0,05 mm). Foram inseridos dois termopares para medição da temperatura da água, na posição vertical e 25 mm de distância desde a tampa do calorímetro até o interior do calorímetro.

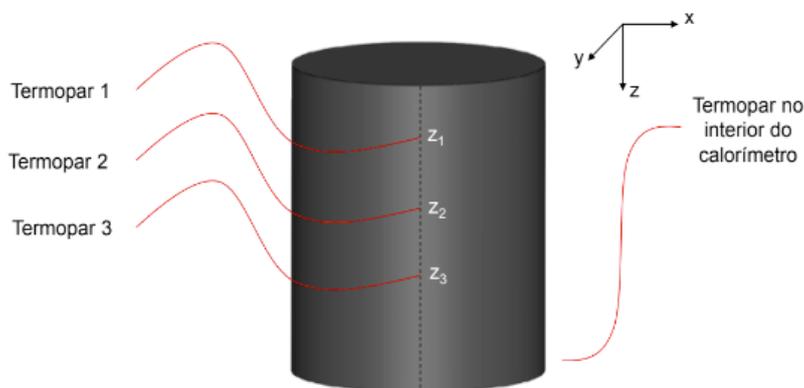


Figura 3. Posição de soldagem dos termopares no corpo de prova

Os parâmetros de usinagem utilizados foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/volta e profundidade do furo de 15 mm. Durante a furação não foi utilizado fluido de corte, contudo, o volume de fluido no interior do calorímetro foi suficiente para submergir totalmente a peça e, conseqüentemente, a zona de corte.

Testes adicionais foram realizados com o intuito de avaliar a aplicabilidade do calorímetro na medição das partições de calor em usinagem: a quantidade de calor que é transferida para a peça, para os cavacos e para a ferramenta de corte. Assim, o teste denominado “C” foi proposto com o objetivo de obter a porcentagem de calor dissipado pela ferramenta de corte (Q_{fer}).

Foi realizada a furação com o corpo de prova fixado fora do calorímetro e, imediatamente após a usinagem, a ferramenta de corte foi imersa no interior do calorímetro. Dentro do calorímetro foram inseridos três termopares para medição da temperatura do fluido calorimétrico, na posição vertical a 25 mm de distância desde a tampa. O volume de 90 ml de água destilada foi adicionado como fluido do calorímetro.

Para estes testes adicionais os parâmetros de usinagem utilizados foram: velocidade de corte de 30 m/min, avanço de 0,10 mm/volta e profundidade do furo de 15 mm. Não houve utilização de fluido de corte.

2.3 Estimativa da porcentagem de energia mecânica transformada em energia térmica

Para estimativa da porcentagem de energia mecânica transformada em energia térmica, foram utilizadas as equações que se seguem. Esta metodologia foi baseada no trabalho de Silva (2015) e Costa; Borba-Júnior; Silva (2018). A avaliação das trocas de calor no interior do calorímetro foi realizada por meio da equação fundamental da

Calorimetria, Eq.(1).

$$Q = m \cdot c \cdot (T_f - T_i) \quad (1)$$

A quantidade de energia térmica gerada durante o processo (Q_{tot}) é calculada pelo somatório da quantidade de energia térmica recebida pelo fluido calorimétrico (Q_f) e das quantidades de energia térmica absorvidas, após o equilíbrio térmico, pelo corpo de prova (Q'_p), cavacos (Q'_c) e ferramenta (Q'_{fer}), todos no interior do calorímetro. Uma parcela adicional (Q_{perd}) sintetiza as perdas de calor associados à capacidade térmica do calorímetro não ideal e outra parcela (Q_{cal}) reúne a energia térmica absorvida pelo calorímetro, Eq.(2).

$$Q_{tot} = Q_f + Q'_p + Q'_c + Q'_{fer} + Q_{cal} + Q_{perd} \quad (2)$$

A quantidade de energia absorvida pela peça no interior do calorímetro após o equilíbrio térmico (Q'_p) é calculada por meio da Eq.(1), onde m é a massa da peça, T_f é a média das temperaturas finais dos termopares soldados na peça, após o equilíbrio térmico e T_i é a média das temperaturas iniciais dos termopares soldados na peça.

De forma semelhante, a quantidade de energia absorvida pelos cavacos após o equilíbrio térmico (Q'_c) é calculada por meio da Eq.(1), onde m é a massa dos cavacos formados, T_f é a média das temperaturas finais dos termopares imersos no fluido calorimétrico, após o equilíbrio térmico e T_i é a média das temperaturas iniciais dos termopares soldados na peça.

Por fim, a quantidade de calor absorvida pela ferramenta de corte após o equilíbrio térmico (Q'_{fer}) é calculada por meio da Eq.(1), onde m é a massa do corpo da broca, T_f é a média das temperaturas finais dos termopares imersos no fluido calorimétrico, após o equilíbrio térmico e T_i é a média das temperaturas iniciais da broca.

Para o teste “C”, proposto com o objetivo de obter a porcentagem de calor dissipado pela ferramenta de corte (Q_{fer}), o calor cedido pela broca deve ser igual ao calor absorvido pelo fluido calorimétrico, conforme a Eq.(3).

$$Q_{fer} = Q_f + Q'_{fer} + Q_{cal} + Q_{perd} \quad (3)$$

Assim, a temperatura inicial da ferramenta de corte ($T_{i, fer}$), ao adentrar no calorímetro no teste “C”, é dada pela Eq.(4):

$$T_{i, fer} = \frac{m_{fl} \cdot c_{fl} \cdot (T_{eq} - T_{i, fl}) + m_{fer} \cdot c_{fer} \cdot T_{eq}}{m_{fer} \cdot c_{fer}} \quad (4)$$

Onde T_{eq} é a temperatura de equilíbrio no interior do calorímetro e $T_{i, fl}$ a temperatura inicial do fluido, ambas no interior do calorímetro.

O torque (τ) é utilizado para cálculo da energia consumida (E_{tot}) em todo processo de usinagem. Utilizando-se as equações de energia, torque, potência e velocidade,

após manipulações algébricas, encontra-se a Eq.(5):

$$E_{tot} = \frac{2\pi \cdot \tau \cdot p}{f} \quad (5)$$

Onde p é a profundidade do furo (mm) e f é o avanço da broca (mm/volta).

A partir da razão do calor gerado pela energia mecânica consumida é obtida a porcentagem de energia consumida pela máquina que foi transformada em energia térmica, no processo de furação do ferro fundido cinzento, Eq.(6):

$$\%R = \frac{Q_{tot}}{E_{tot}} \quad (6)$$

2.4 Partição da energia mecânica transformada em energia térmica nos cavacos

O calorímetro foi utilizado para medição da partição de energia mecânica transformada em energia térmica nos cavacos. Desta vez, a seção inferior do calorímetro foi vedada para inserção de 90 ml de fluido calorimétrico (água destilada). Termopares tipo T e a unidade de aquisição de dados Keysight Technologies® foram igualmente utilizados.

A máquina-ferramenta utilizada foi um torno mecânico convencional Imor Maxi II 520, com potência máxima de 4,416 kW (6 cv). O corpo de prova foi uma barra cilíndrica de ferro fundido cinzento com 37,5 mm de diâmetro. Não foi utilizado fluido de corte durante os testes.

A ferramenta de corte utilizada foi uma broca helicoidal de corte a direita com duas arestas cortantes e diâmetro de 10 mm de metal duro tipo K30 revestida de TiN (nitreto de titânio) com canais para lubrificação interna.

Para o controle automático do avanço, a ferramenta de corte foi fixada na torre porta-ferramenta do carro transversal do torno. O calorímetro foi posicionado abaixo da região de corte, onde os cavacos foram colhidos por meio de um funil e alojados no interior do calorímetro. O percurso dos cavacos, desde a sua formação até a entrada do calorímetro, foi medido em 195 mm.

Os parâmetros de corte utilizados em ambos os testes foram: velocidade de corte de 27,3 m/min, avanço de 0,134 mm/volta e profundidade do furo de 15 mm. Após o corte, foi permitido que os cavacos trocassem calor com a água. Em seguida, os cavacos foram secados para medição da massa por meio de balança digital (resolução de 0,01 g).

2.5 Estimativa da partição de energia mecânica transformada em energia térmica nos cavacos

Foi proposta a utilização do calorímetro para medição da energia térmica absorvida pelos cavacos (partição do calor). As trocas de calor ocorridas entre o cavaco e o

fluido no interior do calorímetro foram avaliadas por meio da equação fundamental da calorimetria, Eq.(3). Pelo princípio da conservação de energia, a energia térmica transportada pelos cavacos (Q_c) é transferida, na forma de calor, para o fluido no interior do calorímetro (Q_f). Assim, é obtida a Eq.(7):

$$Q_c = Q_f + Q'_c + Q_{cal} + Q_{perd} \quad (7)$$

Onde Q'_c é a quantidade de energia absorvida pelos cavacos após o equilíbrio térmico (Q'_c) é calculada por meio da Eq. (1), onde m é a massa dos cavacos formados, T_f é a média das temperaturas finais dos termopares imersos no fluido calorimétrico, após o equilíbrio térmico e T_i é a média da temperatura inicial do corpo de prova (material não usinado). Novamente uma parcela adicional sintetiza as perdas de calor (Q_{perd}) e outra parcela reúne a energia térmica retida pela capacidade térmica do calorímetro (Q_{cal}).

A temperatura inicial dos cavacos é obtida pela Eq. (8):

$$T_{i,c} = \frac{m_f c_f (T_{eq} - T_{i,fl}) + m_c c_c T_{eq}}{m_c \cdot c_c} \quad (8)$$

Onde $T_{i,c}$ representa a temperatura inicial na qual os cavacos chegam no calorímetro, $T_{i,fl}$ a temperatura inicial do fluido calorimétrico e T_{eq} representa a temperatura de equilíbrio entre calorímetro e cavacos.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1 Resultados para porcentagem de energia mecânica transformada em energia térmica

Nas Figuras (4) a (7) são apresentadas as variações de temperaturas do corpo de prova e do fluido no interior do calorímetro antes, durante e após a usinagem, nos testes A e réplica (A-2), teste B e réplica (B-2), respectivamente. Os termopares 1 a 3 representam a temperatura no corpo de prova enquanto os termopares 4 e 5 apresentam a temperatura do fluido no interior do calorímetro. As posições de soldagem dos termopares no corpo de prova estão registradas na Tab.(2).

Distâncias (mm)	Teste A	Teste A-2	Teste B	Teste B-2
z_1	3,00	2,60	3,50	3,30
z_2	9,00	10,60	7,50	7,20
z_3	11,25	15,70	10,90	14,10

Tabela 2. Posição dos termopares soldados no corpo de prova

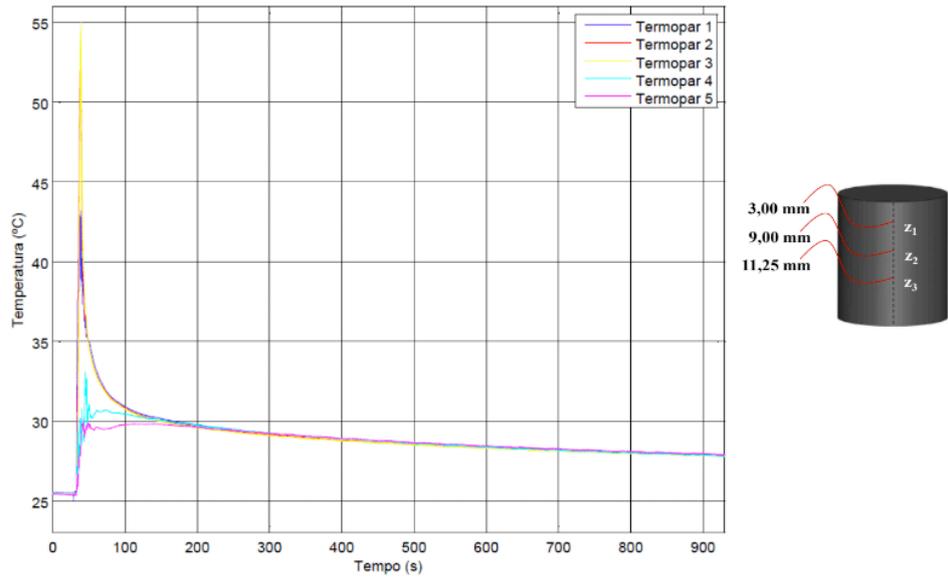


Figura 4. Medição de temperaturas para o teste A

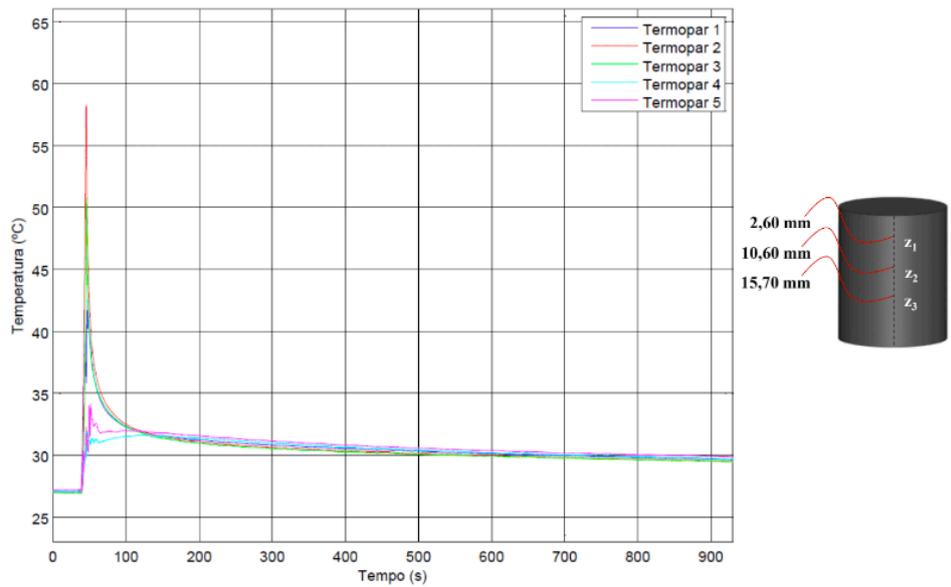


Figura 5. Medição de temperaturas para o teste A-2

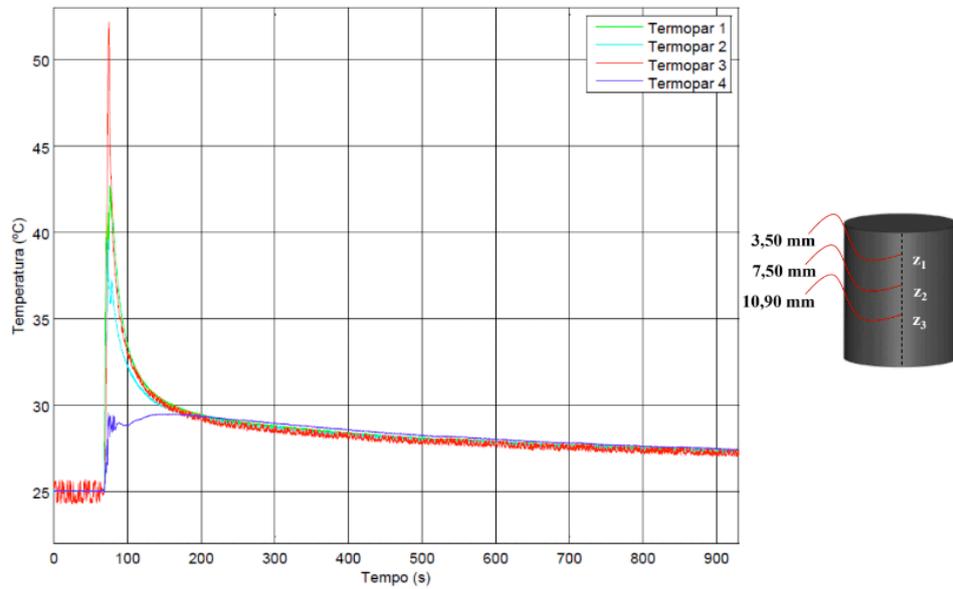


Figura 6. Medição de temperaturas para o teste B

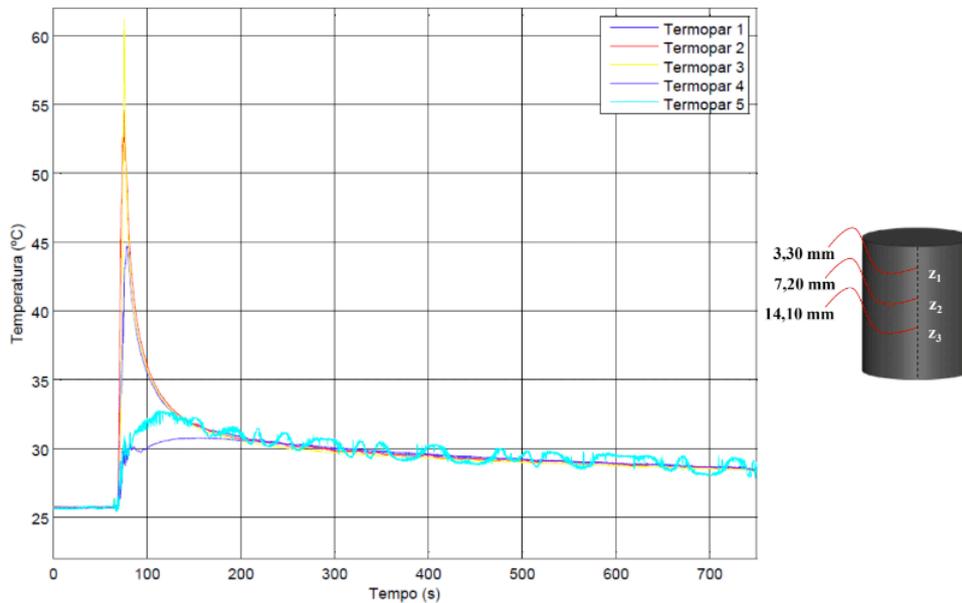


Figura 7. Medição de temperaturas para o teste B-2

A análise das Fig. (4) a (7) revela um padrão durante os testes. Os termopares soldados em uma região mais próxima da posição final do furo ($z = 15 \text{ mm}$) apresentam maiores valores de temperatura. Esse comportamento acontece devido à difusão do calor gerado pela interface cavaco-ferramenta. Esta região pode ser comparada a uma fonte de geração de calor móvel, deslocando-se na direção vertical com a velocidade de avanço. Assim, essa fonte móvel se movimenta gerando calor, que é propagado para o corpo de prova. A condução deste calor aumenta as temperaturas do corpo de prova e, no momento em que as arestas de corte atravessam o ponto de menor distância entre o eixo da ferramenta e a face lateral da peça, onde o termopar foi soldado, a temperatura captada é máxima.

Os termopares próximos ao fim de curso apresentam maiores temperaturas devido à soma do calor propagado desde o início do corte e o calor gerado pela fonte móvel quando a distância entre ferramenta de corte e termopar soldado é mínima. Nos testes A-2 e B-2 este comportamento evidencia que, devido às posições dos termopares 3, respectivamente 15,70 mm e 14,10 mm, estes apresentaram as maiores temperaturas registradas no respectivo teste.

Na Figura (8) são apresentadas as temperaturas obtidas nos testes C e C-2. Observa-se o acréscimo de temperaturas oriundos da condução de calor da ferramenta de corte para o fluido calorimétrico. As medições e estimativas de parâmetros adicionais estão apresentadas na Tab.(3).

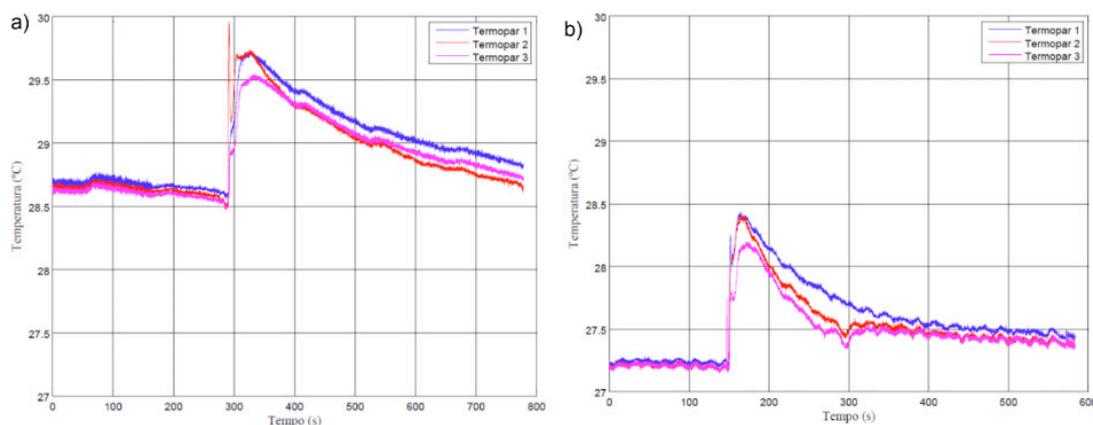


Figura 8. Medição de temperaturas para avaliação da partição de calor transferida pelos cavacos; a) teste C; b) réplica C-2

Grandeza	Valor adotado	Metodologia
Massa do corpo de prova	(42,08 ± 0,78) g	Medição direta
Densidade do ferro fundido	(7,16 ± 0,06) g/cm ³	Estimativa
Massa dos cavacos	(8,44 ± 0,07) g	Estimativa
Massa da ferramenta de corte	(60,47 ± 0,02) g	Medição direta

Tabela 3. Posição dos termopares soldados no corpo de prova

Aplicando as equações Eq.(1) a (6) obtêm-se os resultados sumarizados na Tab. (4).

Parâmetros	Teste A	Teste A-1	Teste B	Teste B-2
T_i (°C)	25,445	27,140	25,039	25,636
T_f (°C)	27,870	29,785	27,450	28,546
ΔT (°C)	2,425	2,645	2,411	2,910
τ (N.m)	2,331			
E_{tot} (kJ)	2,197			
Q_a (kJ)	0,913	0,996	0,908	1,096

Q'_p (kJ)	0,047	0,051	0,047	0,056
Q'_c (kJ)	0,009	0,011	0,011	0,011
Q'_{fer} (kJ)	-	-	0,061	0,074
Q_{fer} (kJ)	0,010		-	-
Q_{tot} (kJ)	0,974	1,063	1,027	1,237
R_{tot}	44,33 %	48,38 %	46,75 %	56,30 %

Tabela 4. Resultados obtidos nos testes A e testes B

É importante ressaltar a diferença entre calor dissipado pela ferramenta (Q_{fer}) e o calor “retido” pela ferramenta (Q'_{fer}). A ferramenta de corte dissipa uma determinada quantidade do calor gerado na zona de corte. Esta parcela é uma partição, denominada Q_{fer} . Uma vez que a ferramenta de corte permanece no calorímetro após a usinagem, há perda de calor da ferramenta para o fluido calorimétrico. Entretanto, como pode ser visto nas Fig. (8), as temperaturas finais da ferramenta de corte não são iguais às temperaturas iniciais, demonstrando que uma parcela de calor foi “retida” na ferramenta, denominada por Q'_{fer} . Conceitos semelhantes podem ser enunciados para a peça (Q'_p) e os cavacos (Q'_c).

Nos testes A e A-1 não foi calculado o calor retido (Q'_{fer}), pois a ferramenta de corte foi retraída logo após a usinagem. Em compensação, o teste C permitiu a avaliação do calor dissipado pela ferramenta (Q_{fer}).

Os resultados demonstram que, entre 46,75 % e 56,30 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor em usinagem e percebida pelo método calorimétrico, desconsiderando a partição de calor da ferramenta de corte. Para fins comparativos, Costa; Borba-Júnior; Silva (2018) obtiveram valores entre 51,15 % e 54,15 % da potência consumida na furação de ferro fundido cinzento com mesmos parâmetros de corte, também desconsiderando a partição de calor da ferramenta de corte.

3.2 Resultados para porcentagem de energia mecânica transformada em energia térmica dissipada pelos cavacos

Na Figura (9) são apresentadas as medições de temperatura da água para o teste C. Observa-se que a máxima temperatura medida ocorre na entrada dos cavacos no interior do calorímetro. A temperatura máxima registrada no interior do calorímetro foi em torno de 30,3 °C.

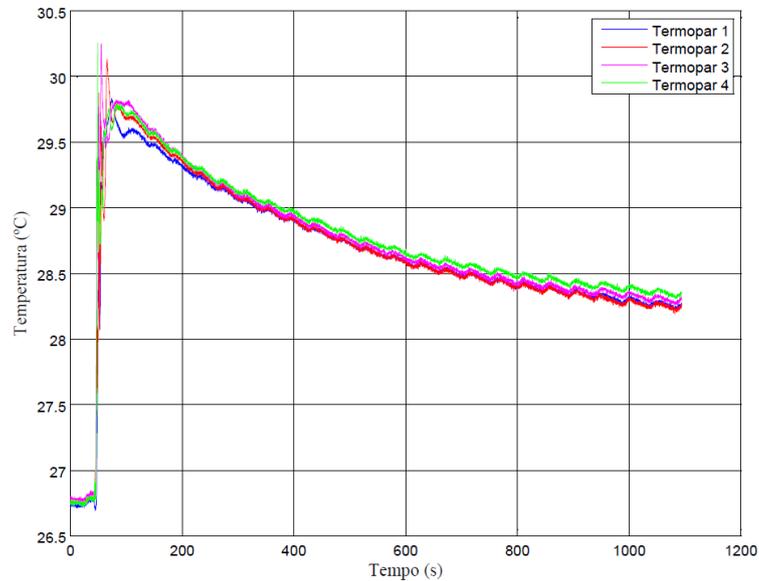


Figura 9. Medição de temperatura da água para o teste C

A massa dos cavacos medida foi de $(8,35 \pm 0,04)$ g. Calculando-se o volume de material retirado e, juntamente com a densidade do ferro fundido, a massa de cavacos formados foi estimada em $(8,43 \pm 0,06)$ g. Logo, pode-se considerar que o funil foi eficaz para a coleta dos cavacos.

Por meio da Eq.(8) é possível estimar a temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro, de $171,8$ °C. É importante ressaltar que o percurso desde a zona de corte até a entrada dos cavacos no calorímetro foi de 195 mm. A taxa de resfriamento do cavaco durante este percurso é desconhecida, impossibilitando uma estimativa da temperatura dos cavacos imediatamente após sua formação. O calor absorvido pelo fluido calorimétrico foi calculado em $0,57$ kJ.

Na Figura (10) é apresentada a variação de temperaturas na superfície principal de folga da ferramenta, realizada no teste B. Foram observadas as temperaturas máximas de $170,1$ °C para o termopar 1 e $193,6$ °C para o termopar 2. A taxa de resfriamento apresentada logo após as máximas temperaturas registradas foi calculada em $- 24$ °C/s, sendo um indício de uma acentuada taxa de resfriamento dos cavacos.

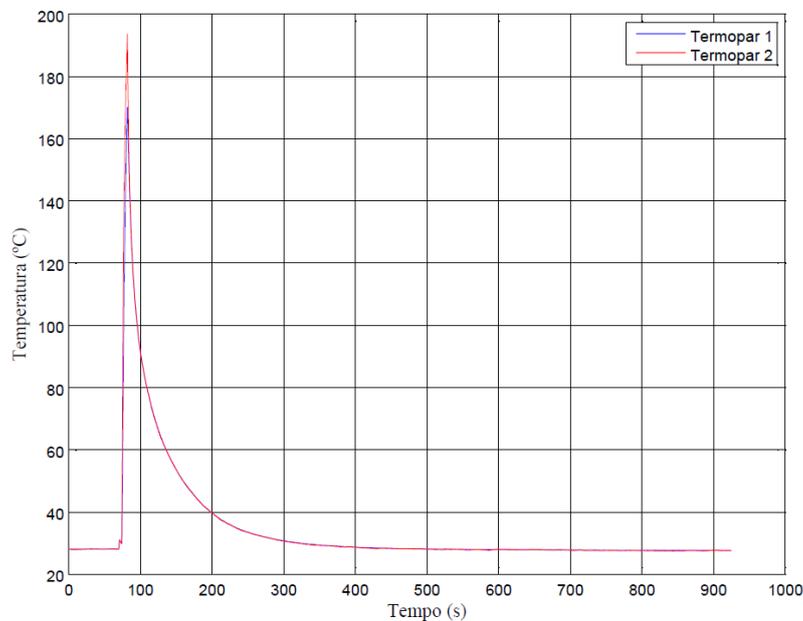


Figura 10. Variação da temperatura na superfície principal de folga da ferramenta

4 | CONCLUSÕES

O método calorímetro, apesar de suas dificuldades experimentais, pode ser utilizado para medição do calor gerado e das temperaturas associadas à furação de ferro fundido cinzento. Os resultados demonstram que, entre 46,75 % e 56,30 % da energia mecânica utilizada para o corte foi transformada em calor em usinagem e percebida pelo método calorimétrico, desconsiderando a partição de calor da ferramenta de corte.

O método calorimétrico apresentou bons resultados na medição do calor dissipado pelos cavacos na furação do ferro fundido cinzento e nas temperaturas envolvidas na sua formação. A temperatura média em que os cavacos adentraram no calorímetro foi calculada em 171,8 °C e o calor cedido pelos cavacos à água foi calculado em 0,57 kJ. Os termopares inseridos no canal de lubrificação interna apresentaram as temperaturas máximas de 170,1 °C e 193,6 °C e apresentaram taxa de resfriamento máxima de - 24 °C/s, sendo um indício de uma acentuada taxa de resfriamento dos cavacos.

REFERÊNCIAS

COSTA, I. S.; BORBA-JÚNIOR, M.; SILVA, M. B. Medição de Calor e Temperatura em Usinagem por meio do Método Calorimétrico. **Acta Mechanica Et Mobilitatem**, vol.3, n.6, p.19-23, 2018a.

DENKENA, B.; AMMERMANN, C.; NIEDERWESTBERG, D. Development of a Calorimeter to Determine the Chip Heat in Drilling of C45EN. **Key Engineering Materials**, vol. 504-506, p. 1341-1346, 2012.

INCOMPLAST. **Nylon (PA)**. Disponível em: <<http://incomplast.com.br/nylonpa/>>. Acesso em 27 de Nov. 2018.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. A Review of the Experimental Techniques for the Measurement of Heat and Temperatures Generated in Some Manufacturing Processes and Tribology. **Tribology International**, 34, p. 653-682, 2001.

MACEDO PLÁSTICOS. **Produtos**. Disponível em: <<http://www.macedoplasticos.com.br/nylon.html>>. Acesso em 27 de Nov. 2018.

NETZSCH PROVEN EXCELLENCE. **Poliestireno Expandido - Condutividade Térmica**. Disponível em: <https://www.netzsch-thermal-analysis.com/pt/materiais-aplicacoes/isolacao-termica/poliestireno-expandido-condutividade-termica/>. Acesso em 27 de Nov. 2018.

QUAN, Y., HE, Z., DOU, Y. Cutting Heat Dissipation in High-speed Machining of Carbon Steel Based on the Calorimetric Method. **China Mechanical Engineering**, 3(2), p.175-179, 2008.

SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Cutting Temperature: Prediction and Measurement Methods - A Review. **Journal of Materials Processing Technology**, 88, p. 195-202, 1999.

SILVA, M. D. **Desenvolvimento e Construção de um Calorímetro para Processo de Furação**. 90 p. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade de Uberlândia, 2014.

MEDIÇÃO DE TEMPERATURA DE USINAGEM EM AÇOS DE CORTE FÁCIL POR MEIO DO MÉTODO DO TERMOPAR FERRAMENTA-PEÇA

Ivanilson Sousa da Costa

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

Márcio Bacci da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais

RESUMO: A temperatura de usinagem é um importante parâmetro que influencia todo o processo de corte de metais. Assim, a temperatura é um dos parâmetros utilizados para avaliação da usinabilidade de metais. O objetivo deste trabalho foi medir a temperatura de usinagem de aços de corte fácil resulfurados, ABNT 1214 e ao chumbo ABNT 12L14, por meio do método termopar ferramenta-peça. A metodologia utilizada nos ensaios e na calibração do método foi detalhada. O aço de corte fácil ABNT 12L14 apresentou menores temperaturas de usinagem que o aço de corte fácil ABNT 1214 em toda faixa de avaliação.

PALAVRAS-CHAVE: temperatura, aços de corte fácil, termopar ferramenta-peça.

ABSTRACT: Cutting temperature is an important parameter that influences the entire process of machining. Thus, cutting temperature is

one of the parameters used to evaluate the machinability of metals. The objective of this paper was to measure the cutting temperature of resulfurized free-machining steels, ABNT 1214 and ABNT 12L14 (lead), using the tool-work thermocouple technique. The methodology used in the tests and the calibration of the technique was detailed. The ABNT 12L14 free-machining steel presented lower cutting temperatures than ABNT 1214 free-machining steel throughout the evaluation range.

KEYWORDS: temperature, free-machining steel, tool-work thermocouple technique.

1 | INTRODUÇÃO

Em usinagem de metais praticamente toda a energia mecânica associada à formação do cavaco se transforma em energia térmica (calor). Grande parte deste calor gerado é dissipada pelo cavaco, uma pequena porcentagem é dissipada pela peça e outra pelo meio ambiente. O calor restante é transferido para a ferramenta de corte e muito contribui para o desgaste da ferramenta (Trent; Wright, 2000; Diniz; Marcondes; Coppini, 2008; Machado et al., 2015).

O monitoramento e controle de temperaturas em usinagem são imprescindíveis

para o bom desenvolvimento do corte de metais. Inclusive, a temperatura de usinagem pode ser um parâmetro para avaliação da usinabilidade de metais. O objetivo deste trabalho foi medir a temperatura de usinagem de dois aços de corte fácil resulfurados, o ABNT 1214 e ABNT 12L14 (ao chumbo), por meio do método termopar ferramenta-peça e apresentar a metodologia para medição de temperatura de usinagem utilizada no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

2 | MÉTODO DO TERMOPAR FERRAMENTA-PEÇA

O método do termopar ferramenta-peça mede a temperatura da interface cavaco-ferramenta por meio do fenômeno físico denominado efeito Seebeck. A experiência mostra que um circuito constituído por dois materiais diferentes é percorrido por uma corrente elétrica i desde que os contatos ou junções destes materiais estejam a temperaturas diferentes. Um circuito deste tipo, apresentado na Fig.(1) e denominado par termoelétrico ou termopar, é uma fonte de força eletromotriz. O valor desta força eletromotriz gerada depende somente da natureza dos condutores e da diferença de temperatura entre os dois contatos (Borchardt; Gomes, 1979).

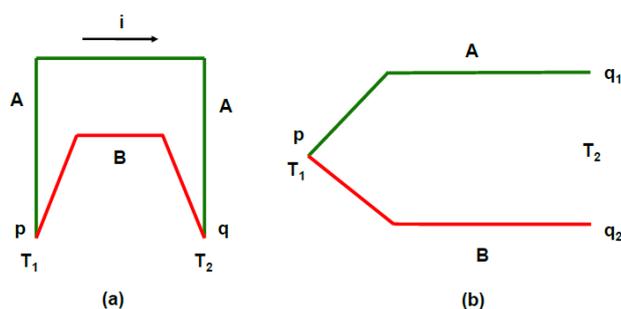


Figura 1. Princípio dos termopares, onde p e q representam as junções às respectivas temperaturas T_1 e T_2 , A e B representam os materiais: a) corrente termoelétrica i ; b) circuito termoelétrico onde a junção q foi aberta (adaptado de Borchardt; Gomes, 1979)

Utilizando o princípio do efeito Seebeck, a temperatura de usinagem pode ser medida. O material da peça e o material da ferramenta constituem um termopar. Isto ocorre porque, durante a usinagem, a zona de aderência entre a ferramenta e o cavaco garante a formação de uma junção (junta quente). Uma conexão elétrica para uma parte de menor temperatura da ferramenta forma a junção fria (junta fria).

Na Figura 2 é apresentado um esquema geral do método do termopar ferramenta-peça. O ponto de contato da peça com a ferramenta (Q) representa a junta quente, onde ocorrem os fenômenos de geração de calor. Os pontos F1, F2, F3 e F4 representam as juntas frias. A cuba é preenchida com mercúrio até que seja estabelecido o contato elétrico do disco de contato com o elemento E, garantindo desta forma o fechamento do circuito. Os fios A1 e A2 fazem a conexão do sistema com o milivoltímetro V que indica o valor da força eletromotriz gerada (Machado et al., 2015).

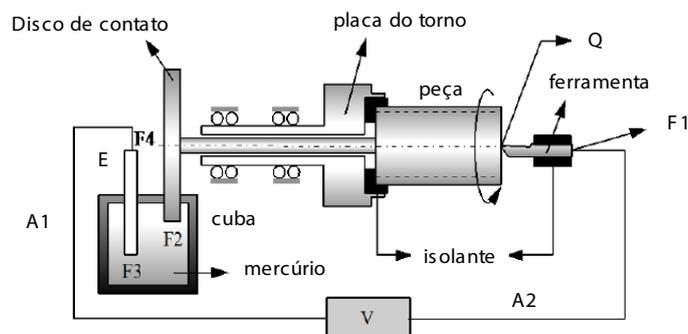


Figura 2. Esquema geral do método do termopar ferramenta-peça (adaptado de Machado; Da Silva, 2004)

A relação entre a força eletromotriz gerada pelo termopar ferramenta-peça e a temperatura da junta é obtida através da calibração do sistema. Esta calibração é realizada para cada par de materiais e em faixas de temperaturas a que estes materiais estarão submetidos na usinagem. Um sistema de aquisição de dados é utilizado para medição da força eletromotriz e da temperatura gerada na junta quente, para posterior obtenção da curva de calibração.

A calibração do sistema termopar ferramenta-peça pode ser realizada por meio de um aquecimento produzido por chama de maçarico a gás oxi-acetileno (Kaminise, 2012). O princípio é semelhante à difundida calibração utilizando banho de sal aquecido por resistência elétrica (Ferraresi, 2012), entretanto, a calibração com maçarico a gás oxi-acetileno pode ser realizada na própria máquina-ferramenta, com os mesmos elementos usados em um ensaio de usinagem: ferramenta de corte, porta-ferramenta, corpo de prova e um elemento de aquecimento (pino metálico do material da peça ou cavaco).

No esquema da Fig. (2), o conjunto do disco de contato e a cuba de mercúrio são condensados em uma contra ponta modificada especialmente para conferir a isolação elétrica do corpo da máquina-ferramenta e permitir a continuidade do circuito elétrico, sem comprometer a sustentação do corpo de prova na usinagem. A continuidade elétrica do circuito foi obtida por meio do alojamento de uma cápsula de Teflon® com armazenamento de mercúrio no interior do cone morse da contra ponta (Kaminise, 2012). Na Figura 3 são apresentados os elementos da contra ponta rotativa modificada.

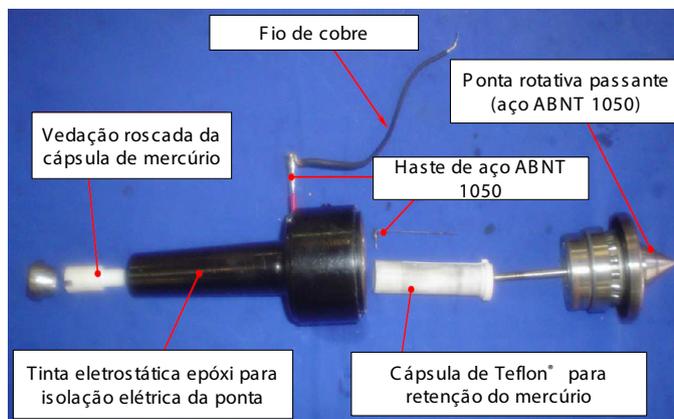


Figura 3. Conta ponta rotativa modificada para o método termopar ferramenta-peça
(adaptado de Kaminise, 2012)

A ponta rotativa e a haste metálica da Fig. (3) fazem contato com o mercúrio retido na cápsula de Teflon[®], uma vez que ambos foram confeccionados com aço SAE 1050, a junta formada é de mesmo material. Desta forma, não há força eletromotriz adicional no sistema termopar ferramenta-peça proveniente desta junta. O cone morse foi isolado eletricamente através de pintura eletrostática à base de resina epóxi. O fio de cobre soldado à haste metálica da conta ponta fecha o circuito elétrico (Kaminise, 2012).

3 | METODOLOGIA

Os ensaios de temperatura de usinagem foram realizados em torno eletrônico universal Diplomat[®] modelo Revolution RV-220 de rotação máxima de 2500 rpm e potência de 8 kW, apresentado na Fig. (4).



Figura 4. Torno mecânico universal Diplomat[®] modelo Revolution RV-220 utilizado nos ensaios de temperatura de usinagem

A medição de temperatura de usinagem foi realizada com o método do termopar ferramenta-peça. No Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) todo

o sistema de medição de temperaturas é montado no torno mecânico da Fig. (4), inclusive a contra ponta modificada da Fig. (3).

Os ensaios de temperatura e a calibração do termopar ferramenta-peça foram realizados com ferramentas de metal duro classe P, na forma de barra, cuja geometria e dimensões são apresentadas na Tab.(1).

Classe ISO	P	
Ângulo de saída (γ_o)	0°	
Ângulo de posição (χ_r)	75°	
Ângulo de inclinação (λ_s)	0°	
Ângulo de ponta (ϵ_r)	90°	
Ângulo de folga (α_o)	5°	
Raio de ponta (r_s)	-	
Dimensões (mm)	100 × 10 × 10	

Tabela 1. Geometria das ferramentas de metal duro utilizadas nos ensaios de temperatura de usinagem e na calibração do termopar ferramenta-peça

O equipamento para medição de temperatura em usinagem consistiu de uma unidade de aquisição, comutação e registro de dados Agilent Technologies® modelo 34970A comandado pelo programa computacional Agilent BenchLink Data Logger. Este sistema é utilizado para adquirir os sinais dos termopares e da força eletromotriz gerada pelo termopar ferramenta-peça, tanto na calibração do método quanto na execução dos experimentos de usinagem.

Nas pesquisas mais recentes do LEPU, tem-se optado pela calibração do termopar ferramenta-peça pelo aquecimento gerado por chama de maçarico a gás oxí-acetileno, de acordo com Kaminise (2012), em detrimento à calibração utilizando banho de sal aquecido por resistência elétrica (Ferraresi, 2012). Assim, a montagem experimental utilizada na calibração do termopar ferramenta-peça é apresentada na Fig. (5).

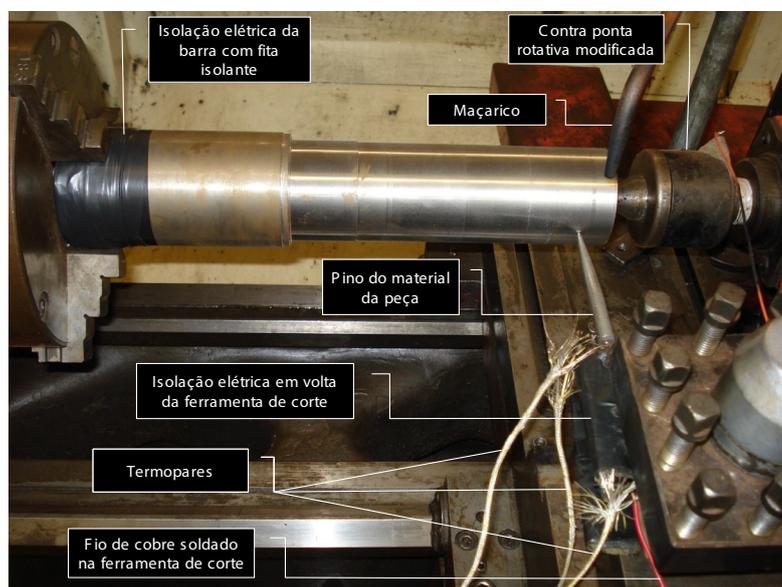


Figura 5. Montagem experimental da calibração do sistema termopar ferramenta-peça através do aquecimento gerado por chama de maçarico a gás oxí-acetileno

Um pino metálico do material da peça foi utilizado como elemento de aquecimento, ver Fig. (6). Isso ocorre caso o material da peça não produza cavacos contínuos. A função deste elemento de aquecimento é receber diretamente o calor (a chama do maçarico) e conduzi-lo até a junta formada pelo contato entre pino metálico e ferramenta. Foi produzido um pino para cada material estudado.

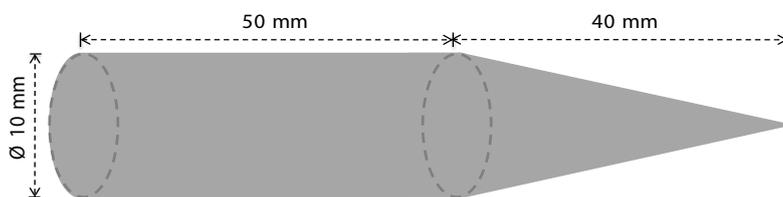


Figura 6. Geometria de pino metálico (elemento de aquecimento) utilizado na calibração do termopar ferramenta-peça

Durante a calibração, o aumento de temperatura induzido na junta pino metálico-ferramenta por meio da chama do maçarico é medido por termopares tipo K. Estes termopares são soldados sobre a cunha cortante da ferramenta, na superfície principal de folga e na superfície de saída, visando obter os valores de temperatura gerados na ponta da ferramenta. Também é soldado um termopar na face oposta à cunha da ferramenta, para controle da temperatura desta região, ver Fig. (5). Os termopares são fixados por meio de soldagem por descarga capacitiva.

A força eletromotriz originada pela variação de temperatura imposta pela calibração é medida através do sistema de aquisição de sinais utilizando um fio de cobre (bitola de 2 mm) soldado por descarga capacitiva na face oposta à cunha cortante, ver Fig. (5). De posse dos valores de temperatura da junta pino metálico-ferramenta e da força eletromotriz gerada, essas variáveis são correlacionadas, obtendo-se a curva de calibração do termopar ferramenta-peça.

A isolamento elétrica é realizada utilizando folhas de lixa e fita isolante, entre a peça e a placa do torno. Da mesma forma, a ferramenta de corte é isolada do carro porta-ferramenta. A eficiência da isolamento é examinada por meio de testes de continuidade elétrica utilizando multímetro digital.

Foram realizados 15 ensaios de usinagem em cada material. O avanço e a profundidade de corte foram mantidas constantes em 0,15 mm/volta e 2,0 mm, respectivamente. A velocidade de corte variou de 10 m/min a 200 m/min. A usinagem foi mantida até a estabilização da força eletromotriz originada pelo termopar ferramenta-peça. Todos os ensaios de usinagem foram realizados sem a presença de fluido de corte.

4 | RESULTADOS

4.1. Calibração do método termopar ferramenta-peça

As curvas de calibração apresentadas na Fig. (7) e Fig. (8) representam os resultados obtidos na calibração de aço de corte fácil ABNT 1214 (material I) e aço de corte fácil ABNT 12L14 (material II) utilizando a metodologia apresentada. Esta calibração foi realizada com a mesma ferramenta de corte utilizada nos ensaios de medição de temperatura.

Por meio de regressão linear foram obtidas as seguintes curvas de calibração:

$$T = 39,946x + 16,324 \quad (\text{material I}) \quad (1)$$

$$T = 32,819x + 33,897 \quad (\text{material II}) \quad (2)$$

A variável x representa a diferença de potencial elétrico (mV) e a variável T representa a temperatura média da interface cavaco-ferramenta ($^{\circ}\text{C}$).

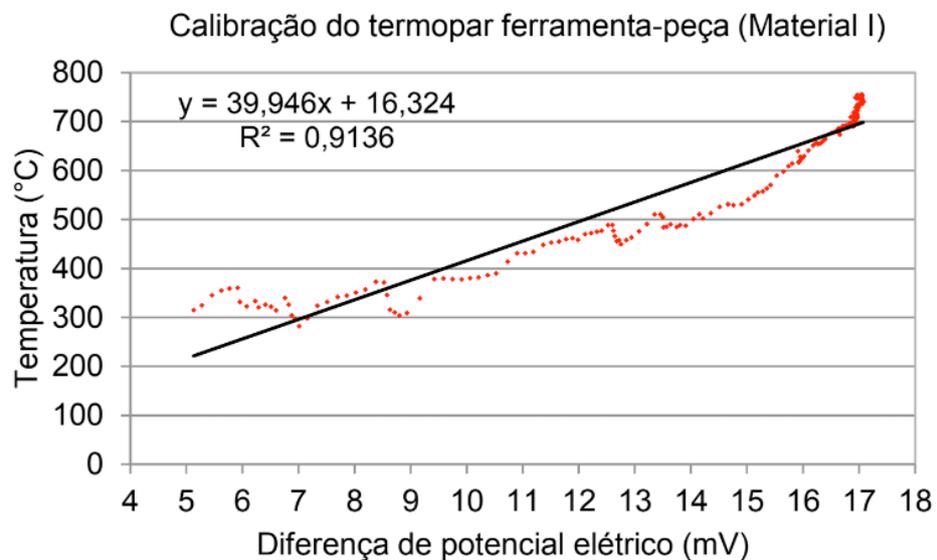


Figura 7. Curva de calibração para material I para $f = 0,15$ mm/volta e $a_p = 2,0$ mm

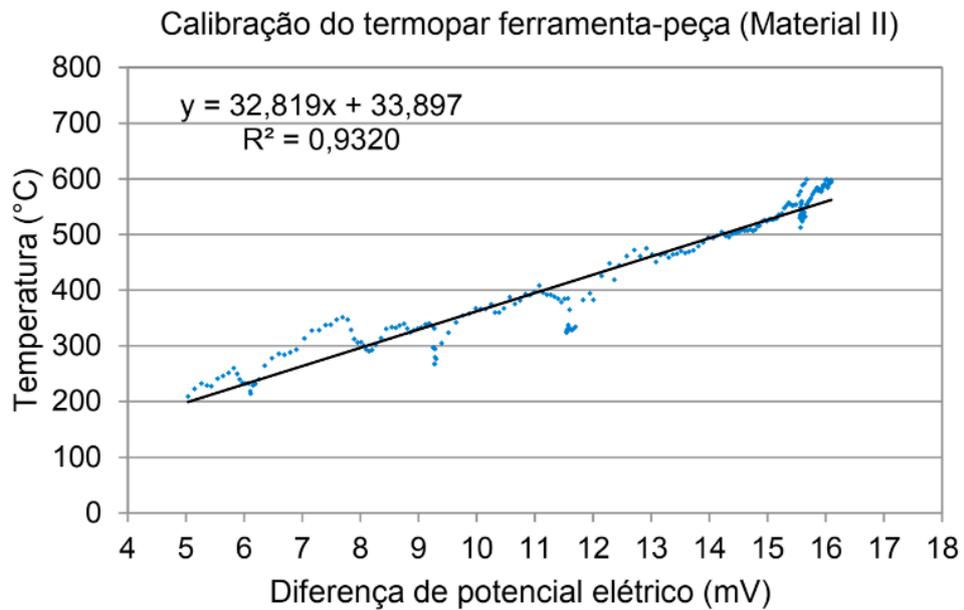


Figura 8. Curva de calibração do material II para $f = 0,15$ mm/volta e $a_p = 2,0$ mm

4.2 Temperatura de usinagem

Na Figura 9 são apresentados os resultados de temperatura de usinagem em função da velocidade de corte obtidos pelo método do termopar ferramenta-peça para o material I e material II, levando em consideração as respectivas curvas de calibração apresentadas.

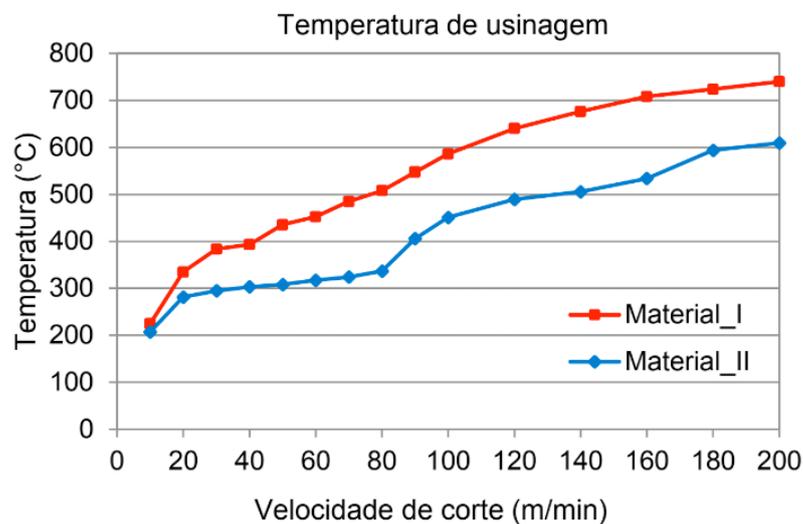


Figura 9. Temperatura de usinagem obtida pelo método do termopar ferramenta-peça para o material I e material II. Condições de corte: $f = 0,15$ mm/volta e $a_p = 2,0$ mm

O material I apresentou maiores temperaturas médias na interface cavaco-ferramenta em toda faixa de velocidade de corte (10 m/min a 200 m/min). Desconsiderando os erros de medição do sistema, que não foram estimados, a temperatura máxima alcançada pelo material I foi superior a 700 °C, enquanto que para o material II a temperatura de usinagem máxima foi de 600 °C, ambos à velocidade de

corte de 200 m/min.

Desta forma, o aço de corte fácil ao chumbo ABNT 12L14 apresentou melhor usinabilidade que o aço de corte fácil resulfurado ABNT 1214. Esse fenômeno deve ter ocorrido devido ao efeito benéfico das inclusões de chumbo para a usinabilidade, reduzindo os esforços necessários para o corte do metal, conforme diz a literatura (Yaguchi, 1988; Hashimura et al., 2003).

5 | CONCLUSÕES

Por meio dos ensaios de medição de temperatura de usinagem realizados concluiu-se que o aço de corte fácil resulfurado ABNT 1214 (material I) apresentou maiores temperaturas de usinagem que o aço de corte fácil ao chumbo ABNT 12L14 (material II) em toda faixa de velocidade de corte ensaiada. O aço ABNT 12L14 apresentou melhor usinabilidade devido às inclusões de chumbo presentes em sua microestrutura. O método do termopar ferramenta-peça foi detalhado e pode ser utilizado para avaliação da temperatura em processos de usinagem com bom desempenho, inclusive da calibração por meio de aquecimento produzido por chama de maçarico a gás oxiacetileno.

REFERÊNCIAS

- BORCHARDT, I. G.; GOMES, A. F. **Termopares: Termometria Termoelétrica**. Porto Alegre: Sagra, 1979.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem de Materiais**. 6ª ed. São Paulo: Artliber, 2008.
- FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 2012.
- HASHIMURA, M.; HIRATA, H.; KANISAWA, H.; NAITO, K. Development of Lead Free Micro Alloyed Steel for Crank Shafts. **Nippon Steel Technical Report**, n. 88, p. 76-80, 2003.
- KAMINISE, A. K. **Estudo da Influência do Material do Porta-ferramenta sobre as Temperaturas de Usinagem no Torneamento**. 105 f. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 2012.
- MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3ª ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2015.
- MACHADO, Á. R.; SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais**. Versão 8. Uberlândia: edição própria, 2004.
- TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4ª ed. London: Butterworths, 2000.
- YAGUCHI, H. Effect of Soft Additives (Pb, Bi) on Formation of Built-up-edge. **Materials Science and Technology**, v.4, p. 926-931, 1988.

SISTEMA DE MEDIÇÃO DE POTÊNCIA NO PROCESSO DE FRESAMENTO UTILIZANDO SENSORES POR EFEITO HALL

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade
Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Kenji Fabiano Ávila Okada

Faculdade de Engenharia Elétrica, Universidade
Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Gabriel Marçal de Carvalho

Faculdade de Engenharia Elétrica, Universidade
Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Eder Silva Costa

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade
Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Álison Rocha Machado

Faculdade de Engenharia Mecânica, Pontifícia
Universidade Católica do Paraná
Curitiba – Paraná

RESUMO: Na usinagem, a potência de consumo é um parâmetro de saída útil para o estudo de usinabilidade dos materiais, a performance das ferramentas e dos fluidos de corte, e o diagnóstico das condições de corte. Ela pode ser obtida a partir das medições da potência elétrica ativa do motor que rotaciona o eixo central da ferramenta da máquina. O objetivo do presente trabalho é projetar e

validar um sistema de medição de potência elétrica do centro de usinagem CNC durante o processo de fresamento. O sistema é composto por sensores de efeito Hall, que obtêm dados elétricos da rede de energia que alimenta o motor principal da máquina, e o sinal por eles gerado é amplificado e convertido em informações digitais para serem processados computacionalmente. Para a validação dos resultados obtidos pelo sistema de medição da potência, um dinamômetro rotativo foi utilizado para medir as forças de usinagem, permitindo o cálculo da potência de corte, para comparações. A diferença entre as medições de potência de usinagem pelos dois sistemas foi em torno de 5%.

PALAVRAS CHAVE: Processo de fresamento, Sistema de medição de potência, Sensores Hall, Forças de usinagem.

ABSTRACT: In machining, the power consumption is a useful output parameter to study the machinability of materials, the performance of cutting tools and cutting fluids and to diagnose the conditions of the cut. It can be obtained from measurements of the effective electric power of the motor that rotates the main shaft of the machine tool. The objective of the present work is to build and validate a measurement system of the electric power of a CNC machining center during the milling

process. The system consists of Hall sensors that obtain data from the electrical input lines that feed the main motor of the machine and the signal generated is amplified and converted into digital information to be processed computationally. For validation of the results obtained by the power measurement system, a rotating dynamometer was used to measure the machining forces, allowing the calculation of the cutting power for comparisons. The difference of the machining power measured by the two systems was about 5%.

KEYWORDS: Milling process, Power measurement system, Hall sensors, Machining forces.

1 | INTRODUÇÃO

Fresamento é uma operação de usinagem que consiste, na maioria dos casos, em movimentos de avanço longitudinal e transversal da peça de trabalho, fixada na mesa de trabalho, e da rotação da ferramenta (MACHADO et al., 2015). Uma importante variável relacionada aos processos de fresamento é a potência efetiva de usinagem (TRENT; WRIGHT, 2000), composta pela soma de todas as potências envolvidas nos processos de usinagem (corte e avanço). Entretanto, devido a velocidade de corte ser muito maior que a velocidade de avanço, a potência de avanço pode ser desprezada e por esse motivo, a potência de usinagem pode ser calculada considerando apenas a potência de corte. A potência de corte pode ser obtida a partir das Eq. (1) e Eq. (2). O motor do eixo de usinagem é responsável pela maior quantidade de energia requerida durante o processo de corte, logo, avaliar a potência de usinagem pela potência elétrica ativa é amplamente aceitável (MACHADO et al., 2015).

$$P_C = \frac{F_c V_c}{60\eta} \text{ (W)} \quad (1)$$

$$P_C = \frac{\alpha_c v_c f k_c}{60\eta} \text{ (W)} \quad (2)$$

Onde:

P_C (W) = Potência de corte;

F_c (N) = Força de corte;

v_c (m/min) = Velocidade de corte;

η = Rendimento da máquina;

f = Avanço por revolução;

K_c (MPa) = Pressão de corte específica

O sistema de medição de potência proposto neste trabalho foi concebido utilizando-se um método de medição indireta, que objetiva a medição da variação da corrente e tensão elétricas que, através de manipulações matemáticas, obtém-se a

potência ativa consumida pelo processo. O sistema de monitoramento é dividido em duas partes: uma dedicada para a medição da corrente elétrica e a outra dedicada para a medição da tensão elétrica. Ambas as partes seguem a mesma lógica de fluxo de informações a ser gerenciado, diferenciando-se entre si, apenas pelos transdutores de corrente e tensão elétricas utilizados em cada tipo de medição, respectivamente.

O transdutor de corrente é composto por elementos semicondutores, permitindo o sensoriamento magnético pelo efeito Hall. Isso é possível devido a presença de um campo magnético perpendicular ao fluxo da corrente elétrica no material semicondutor, princípio que permite a geração de uma tensão elétrica. Tal tensão elétrica é denominada de Tensão Hall e ela é proporcional à densidade de fluxo e da corrente elétrica. Os transdutores de tensão elétrica por efeito Hall são baseados na mesma ideia que os transdutores de corrente elétrica. Tais transdutores de tensão elétrica por efeito Hall são constituídos pela montagem de um transdutor de corrente elétrica em série com uma resistência elétrica primária. Assim, a tensão elétrica é medida pela circulação de uma corrente elétrica proporcional à essa resistência (RAMSDEN, 2006).

Os requerimentos mínimos para o sistema de monitoramento são: um computador, sensores de corrente e tensão elétricas com funcionamento por efeito Hall, sendo estes de alta frequência para garantir precisão e facilidade na aquisição dos sinais, amplificadores operacionais de sinal e um conversor de dados analógico/digital (A/D). Neste trabalho, foram utilizados o modelo HAS 50-S para o sensor de corrente elétrica e o LVP 20-P para o sensor de tensão elétrica, ambos apresentados na Fig. 1. O amplificador operacional da série 741 e a placa de aquisição de dados NI USB-6221 também foram usados, com taxas de aquisição de 10KHz.



Figura 1. Sensores de corrente e tensão elétricas, respectivamente.

Para o desenvolvimento do sistema de medição de potência, o isolamento, para evitar a presença de ruídos na medição, a amplificação e a atenuação do sinal foram necessários. Este sistema é composto de dois circuitos, denominados de circuitos condicionadores de sinal, um para a tensão e o outro para a corrente elétrica, constituídos pela associação de amplificadores operacionais e resistores elétricos para que o sinal de saída de cada sensor seja amplificado ou atenuado por um ganho constante. Esse ganho é importante, uma vez que é responsável por adequar as faixas de valores de operação da corrente e tensão elétricas da rede que alimenta a máquina de usinagem,

da tensão elétrica de saída dos sensores por efeito Hall e da tensão elétrica de entrada permitida pelo conversor A/D. Logo, uma calibração do ganho do circuito amplificador, levando em consideração cada faixa de operação, é necessária para que não haja perdas de informações, como através da saturação dos sensores, dos amplificadores operacionais ou do próprio conversor A/D, e garantir uma maior precisão dos dados medidos. Utilizando a Eq. (3), o sinal condicionado é obtido.

$$V_o = A.V_i \quad (3)$$

Onde:

V_o (V) = Sinal condicionado;

V_i (V) = Sinal de saída dos sensores;

A = Ganho do circuito condicionador de sinal.

A Fig. 2a mostra o circuito condicionador do sinal para o sensor de tensão elétrica. Neste diagrama, a conexão elétrica representada na extremidade esquerda do circuito é acoplada à rede elétrica de alimentação da máquina, especificamente em uma única fase, enquanto que a outra conexão, na extremidade direita, é conectada diretamente na entrada do conversor A/D. A configuração de amplificador inversor, em que o ganho é negativo, visto nessa figura, é a mesma usada para o sinal do sensor de corrente elétrica. A Fig. 2b é a foto do sistema de medição implementado.

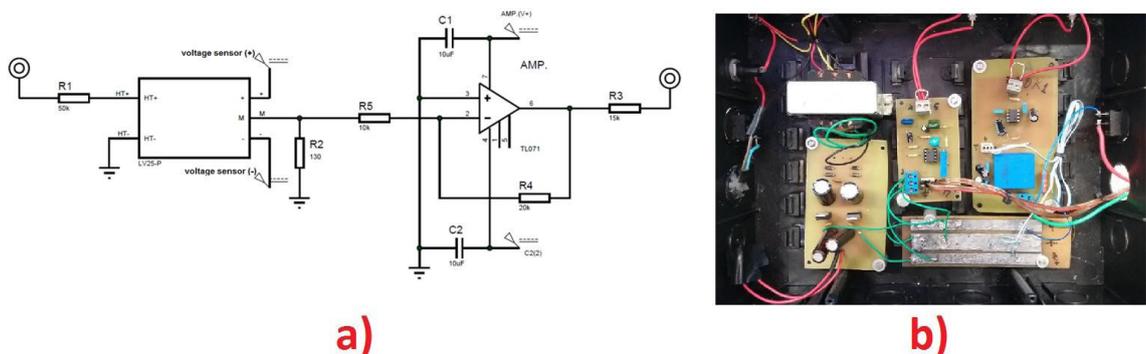


Figura 2. Sensor de tensão elétrica em conjunto com o circuito condicionador de sinal. (a) Desenho esquemático. (b) Circuito implementado.

A potência de corte pode então ser estimada a partir da potência média, ou ativa, dada pela Eq. (4) em conjunto à potência instantânea calculada pela Eq. (5) (ALEXANDER; SADIKU, 2013).

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T p(t) dt \quad (4)$$

$$p(t) = i(t).v(t) \quad (5)$$

Onde:

P (W) = Potência elétrica média;

T (s) = Período no tempo do sinal;

$p(t)$ (W) = Potência elétrica instantânea;

$i(t)$ (A) = Corrente elétrica instantânea;

$v(t)$ (V) = Tensão elétrica instantânea.

Os sinais de corrente e tensão elétricas medidos pelo sistema de potência ao longo do tempo, $i(t)$ e $v(t)$ respectivamente, são expressos na forma de uma soma infinita de funções seno e cosseno dos múltiplos inteiros da frequência fundamental da rede elétrica na qual o sistema faz as leituras, neste caso 60Hz, caracterizando assim o teorema de Fourier (ALEXANDER; SADIKU, 2013). Por essa razão, a potência média de uma fase da rede pode ser definida pela Eq. (6):

$$P_f = P_{dc} + \sum_{n=1}^{\infty} P_n \quad (6)$$

Onde:

P_f (W) = Potência média de uma fase;

P_{dc} (W) = Componente constante da série de Fourier da potência instantânea de uma fase;

P_n (W) = Componente harmônica da série de Fourier da potência instantânea de uma fase.

Considerando a equação anterior, obtemos que a potência total média é a soma das potências médias de cada tensão e corrente elétricas relacionados harmonicamente, ou seja, os valores de $p(t)$ da Eq. (5) serão diferentes de zero apenas quando houver o produto da componente harmônica da tensão e corrente elétricas de mesma ordem. Portanto, a média da potência instantânea obtida pela Eq. (4) resultará na média da potência necessária para o cálculo da potência de corte, mesmo com a presença de distorção harmônica gerada principalmente, por circuitos eletroeletrônicos da CNC de controle dos motores elétricos.

Desde que os motores trifásicos de indução elétrica sejam fabricados a fim de possuírem os enrolamentos balanceados, ou seja, as bobinas que constituem o estator tenham impedâncias iguais (DEL TORO, 1994), as potências médias desenvolvidas em cada fase serão as mesmas, e por essa razão, a potência total de corte pode ser dada pela Eq. (7):

$$P_t = 3 \cdot P_f \quad (7)$$

Onde:

P_t (W) = Potência ativa total.

É importante salientar que a potência calculada pela Eq. (7) é a potência ativa consumida pelo motor elétrico e que o trabalho útil gerado por ele, ligado ao torque obtido no seu eixo, depende do seu rendimento. Como a potência de corte é obtida

através de parte desse trabalho útil, retirando a parcela da potência necessária para girar as ferramentas e seus suportes, o sistema de medição de potência realiza uma primeira medição da máquina em operação sem que haja o contato da ferramenta com o material de trabalho, denominada potência a vazio. A partir disso, a potência de corte é calculada subtraindo a potência ativa a vazio da potência ativa total.

Esse método permite que possa ser estimada a potência de corte, Eq. (8), sem que haja a necessidade do conhecimento de certos parâmetros, como o rendimento do motor, e possibilita o acoplamento dos sensores diretamente na rede de alimentação da máquina de usinagem ao invés de uma conexão na entrada do motor, que normalmente é de difícil acesso ou inviável, o que torna o procedimento mais simples e rápido.

$$P_c = P_t - P_o \quad (8)$$

Onde:

P_o (W) = Potência ativa a vazio.

2 | PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os testes de fresamento a seco foram realizados utilizando fresas de Aço Rápido (HSS) não revestidas fabricadas pela OSG Sulamericana Ltda, modelo D327 EDS 801/1, com 10mm de diâmetro e quatro arestas de corte, Fig. (3). O material da peça de trabalho é de ferro fundido cinzento pearlitic, com grafite refinado e adição de molibdênio, fornecido pela TUPY S.A. A microestrutura da amostra é ilustrada na Fig. (4). As fresas foram substituídas por uma nova a cada momento em que o desgaste de flanco atingia 0.1mm em um dos dentes.



Figura 3. Exemplo de uma das fresas utilizadas nos testes

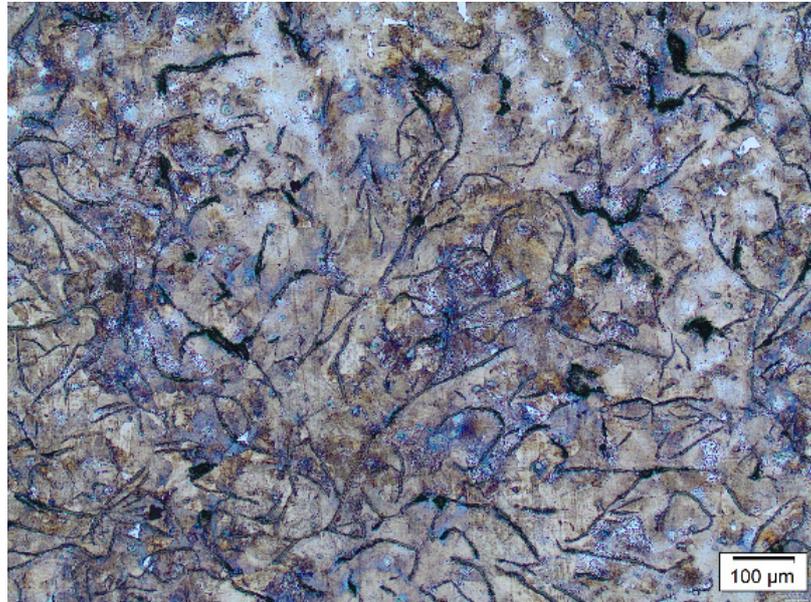


Figura 4. Microestrutura da peça de trabalho – FC 350 ferro fundido cinzento. Gravado com Nital 2% por 15 segundos.

Os testes consistiram em canais de usinagem na peça de trabalho com uma largura igual ao diâmetro da fresa (ranhura), que foram realizados no centro de usinagem ROMI Discovery 760 CNC. As forças de usinagem foram medidas utilizando o dinamômetro rotativo de modelo 9123C, e o amplificador de sinal 5223, ambos fabricados pela Kistler. As condições de corte utilizadas estão listadas abaixo, com 3 réplicas por condição, com um total de 36 testes. Os testes foram realizados em ordem, de acordo com a Tab. 1.

- Comprimento da folga da ferramenta = 40mm;
- $a_e = 10$ mm;
- $a_p = 0.5, 1$ e 2 mm;
- $f_z = 0.1$ e 0.2 mm/dente;
- $V_c = 10$ e 20 mm/min;
- $L_f = 30$ mm.

	a_p (mm)	V_f (mm/rev)	V_c (m/min)
1	0.5	0.10	10.0
2	1.0	0.10	10.0
3	2.0	0.10	10.0
4	0.5	0.20	10.0
5	1.0	0.20	10.0
6	2.0	0.20	10.0
7	0.5	0.10	20.0
8	1.0	0.10	20.0

9	2.0	0.10	20.0
10	0.5	0.20	20.0
11	1.0	0.20	20.0
12	2.0	0.20	20.0

Tabela 1. Sequência dos testes realizados neste trabalho

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

A Fig. (4) mostra a potência de corte dado pela Eq. (1), após a medição da força com o dinamômetro, e a potência de corte a partir da Eq. (7), após a medição da corrente e tensão elétricas pelos sensores de efeito Hall. Esses valores foram comparados com a potência de corte teórica dada pela Eq. (2), sendo utilizado, no cálculo, os parâmetros do ferro fundido endurecido com K_c igual a 3000 e 2700Mpa para avanços de 0.1 e 0.2mm/rev, respectivamente (Carbide Catalogue Cb005, 2001). Uma boa concordância foi observada entre os valores das três potências, especialmente aquelas medidas pelo dinamômetro e pelos sensores de efeito Hall, onde todas as medições estavam dentro os respectivos desvios padrões. É observado, no entanto, que os testes de número 3, 5, 6 e 12 apresentaram valores de potência real superior à teórica. Isso pode ser explicado pelo fato de que essas condições são mais severas em relação à potência necessária para a usinagem e, com o aumento das forças de usinagem, fatores como a vibração e a rigidez do centro da máquina, não previstos na equação teórica, possuem um maior influência na potência de corte, e que por essa razão, os valores experimentais são maiores que os teóricos.

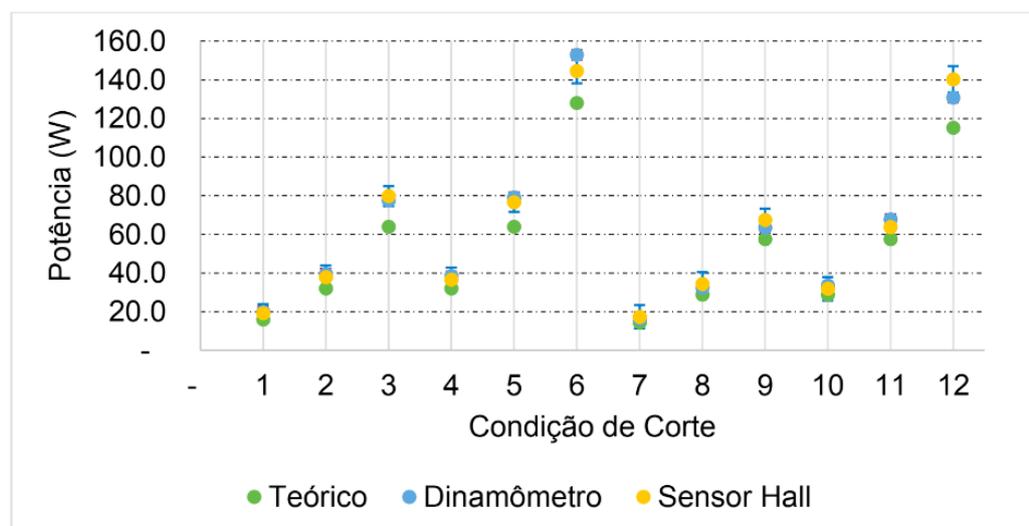


Figura 4. Resultados da potência de corte.

A Fig. (5) representa a variação (em porcentagem) da potência determinada pelos diferentes sistemas investigados neste capítulo. Para todos os casos, as medições

obtidas pelos sensores de efeito Hall e do dinamômetro foram estatisticamente similares. Pode-se inferir, ainda, que o sensor de efeito Hall, possui uma maior imprecisão de medição em relação ao dinamômetro, pois apresentou um desvio padrão médio de 5.9%, em comparação aos 2.5% pelo dinamômetro. Isso é devido ao fato de que o dinamômetro realiza medições diretas do sistema, enquanto que o sensor de efeito Hall é baseado em medições indiretas, estando mais sujeita a flutuações da rede elétrica que alimenta a máquina de usinagem. A principal diferença em porcentagem das medições pelos sensores de efeito Hall em relação ao dinamômetro foi em torno de 5%, o que indica uma boa resolução do sistema de medição aqui proposto, especialmente quando considerado o seu baixo custo de implementação em relação ao dinamômetro.

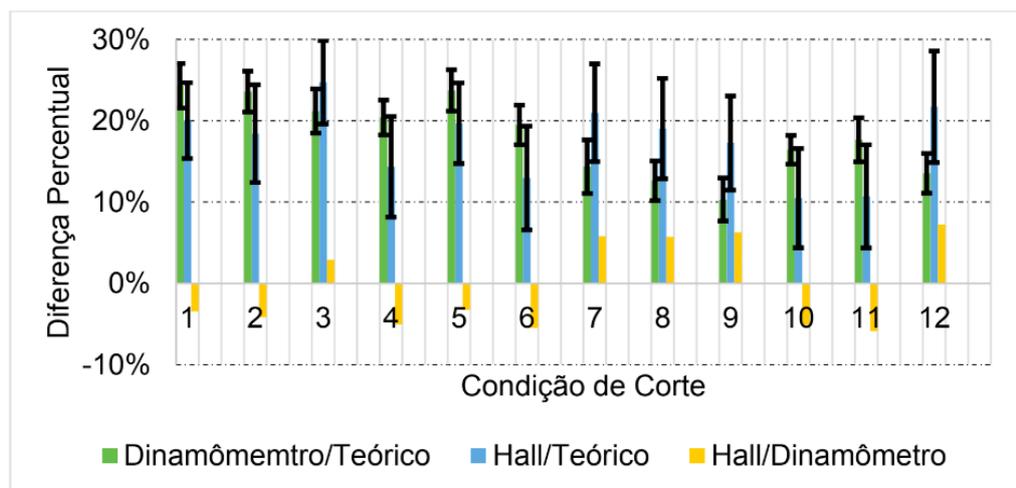


Figura 5. Diferença percentual entre os sistemas avaliados para obtenção da potência de corte

4 | CONCLUSÃO

A potência de usinagem no fresamento de ranhuras do ferro fundido cinzento FC 350 avaliada através do uso de sensores por efeito Hall, apresentou uma boa concordância com os valores teóricos e com os valores calculados após a medição das forças de corte pelo dinamômetro rotativo. Como esperado, devido ao fato de ser uma medição indireta, a medição de potência pelo sensor por efeito Hall obteve uma ligeira maior dispersão nos resultados que utilizando o dinamômetro. Contudo, os sensores por efeito Hall são muito mais baratos que os sistemas compostos pelo dinamômetro. Finalmente, foi observado em alguns testes, que os valores teóricos da potência de usinagem se distanciaram dos valores reais quando as forças de usinagem aumentaram, uma vez que fatores, como a rigidez do equipamento, não considerada na equação adotada, se tornaram mais relevantes.

5 | AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer à CAPES, CNPQ, FAPEMIG, OSG Sulamericana de Ferramentas Ltda e à Tupy S.A. pelo apoio técnico e financeiro para a realização deste trabalho.

REFERÊNCIAS

ALEXANDER, C. K.; SADIKU, M. N. O. **Fundamentos de circuitos elétricos**, 5ed. McGraw Hill Mexico, ISBN 1456245066, 2013.

Carbide Catalogue CB005. **M. Metal Cutting Carbide Tools**, Mitsubishi Materials Corporation, v. 2002, 2001.

DEL TORO, V. **Fundamentos de máquinas elétricas**, Prentice-Hall do Brasil, ISBN 8570540531, 1994.

MACHADO, A. R. et al. **Teoria Da Usinagem Dos Materiais**, EDGARD BLUCHER, ISBN 9788521204527, 2015.

RAMSDEN, E. **Hall-effect sensors: theory and applications**, 2ed. Elsevier. ISBN 0-7506-7934-4, 2006.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**, Butterworth-Heinemann, ISBN 075067069X, 2000.

INFLUÊNCIA DE VÁRIOS PARÂMETROS OPERACIONAIS EM RETIFICAÇÃO NO ACABAMENTO E NA TEXTURA DA SUPERFÍCIE DE FERRO FUNDIDO CINZENTO

Bruno Souza Abrão

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Mayara Fernanda Pereira

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Mariana Landim Silveira Lima

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Eduardo Carlos Bianchi

Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita
Filho”
Bauru - São Paulo

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

RESUMO: Dentre os processos de usinagem convencional, a retificação se destaca por permitir obtenção de componentes com baixos valores de rugosidade ($R_a < 1,6 \mu\text{m}$) aliada a tolerâncias dimensionais estreitas (IT6-IT3). Porém, devido ao grande fluxo de calor na zona de corte gerado durante a retificação, é de grande importância a correta seleção dos parâmetros de corte visando evitar e/ou reduzir a geração de danos térmicos aos materiais usinados. Apesar de ferro fundido ser amplamente empregado no setor industrial, principalmente no automotivo, ainda são escassas as pesquisas realizadas

estudando este material. Neste sentido, o presente trabalho visa avaliar a influência de diferentes parâmetros de entrada na retificação plana tangencial do ferro fundido cinzento com relação à rugosidade (R_a e R_z) e textura superficial. Foram utilizados dois rebolos de carbeto de silício com diferentes granulometrias (granos 46 e 100), duas penetrações de trabalho ($15 \mu\text{m}$ e $30 \mu\text{m}$) e duas velocidades da peça (5 m/min e 10 m/min). Os resultados mostraram que em nenhuma condição de corte foram encontrados danos térmicos e nem a evidência de trincas nas superfícies usinadas. A combinação dos maiores valores de penetração de trabalho ($30 \mu\text{m}$) e velocidade da peça (10 m/min) em conjunto com o rebolo de maior grana (100) ocasionaram os maiores valores de rugosidade.

PALAVRAS-CHAVE: Retificação; Ferro fundido cinzento; Rugosidade; Textura superficial.

ABSTRACT: Among the conventional machining processes, grinding process is particularly noteworthy because it allows the production of components with a combination of low roughness values ($R_a < 1.6 \mu\text{m}$) and narrow dimensional tolerances (IT6-IT3). However, due to the high heat flow in the cutting zone during grinding, proper selection of the cutting parameters are crucial to prevent and or reduce the generation of thermal damages to machined

components. Although cast iron is widely used in the industrial sector, especially in the automotive industry, research on this material is still scarce. In this sense, the present work aims to evaluate the influence of different input parameters on surface roughness (Ra and Rz) and surface texture after peripheral surface grinding of gray cast iron. Two silicon carbide grinding wheels (meshes 46 and 100), two values of radial depth of cut (15 μm and 30 μm) and worktable speed (5 m/min and 10 m/min) were used. Results showed that no thermal damages and no evidence of cracks were found on the ground surfaces in all conditions tested. Combination of the highest values of radial depth of cut (30 μm) and workpiece speed (10 m/min) using the grinding wheel with highest mesh (100) resulted in the highest values of roughness.

KEYWORDS: Grinding; Gray cast iron; Roughness; Surface texture.

1 | INTRODUÇÃO

O processo de retificação é um dos processos de usinagem por abrasão mais empregados na indústria metal mecânica por conferir aos componentes a combinação de tolerâncias dimensionais estreitas e ótimo acabamento. No entanto, a retificação é considerada um processo complexo em virtude da grande quantidade de parâmetros a serem controlados, pois influenciam na qualidade superficial e sub-superficial das peças retificadas. Qualquer erro na seleção dos parâmetros pode resultar em perda da peça, principalmente por causa do calor gerado durante o processo que é transferido para a peça (Malkin; Guo, 2008).

O tipo de material a ser usinado também é um parâmetro importante, sabe-se que a maior parte dos trabalhos desenvolvidos na área de retificação abrange os aços, de forma que poucos são os resultados que envolvem a retificabilidade de ferros fundidos. Estes materiais são amplamente utilizados na fabricação de componentes para motores de combustão interna como cabeçotes, virabrequins e blocos, componentes estes que em alguma etapa do processo produtivo necessitam desta operação. Dessa forma, é importante a realização de estudos sobre a retificação de ferros fundidos (Guessser, 2009).

2 | OBJETIVOS

Avaliar a influência de vários parâmetros operacionais em retificação (tamanho do grão abrasivo do rebolo, penetração de trabalho e da velocidade da peça) no que diz respeito ao acabamento e textura da superfície de ferro fundido cinzento.

3 | METODOLOGIA

Os ensaios de retificação foram realizados na retificadora plana tangencial, P36, fabricante MELLO, 3 HP de potência (Figura 1), instalada no Laboratório de Usinagem Convencional da Universidade Federal de Uberlândia. O material das peças é o ferro fundido cinzento FC250 preparado em amostras retangulares com as seguintes dimensões: 48 mm de comprimento X 17 mm de altura X 20 mm de largura. Foram empregados dois rebolos de carbeto de silício com granas 46 e 100, cujas especificações são 36C46KVK (tamanho de grão abrasivo em torno de $368 \mu\text{m}$) e 39C100KVK (tamanho de grão abrasivo em torno de $169 \mu\text{m}$), respectivamente. Esses rebolos possuem as seguintes dimensões: 254 mm X 25 mm X 76 mm. Além do rebolo, foram testados dois valores de penetração de trabalho, $15 \mu\text{m}$ e $30 \mu\text{m}$, e de duas velocidades da peça, 5 m/min e 10 m/min. Todos os ensaios foram feitos com fluido de corte semi-sintético, VASCO 7000 (Blaser Swissslube), na razão de diluição 1:19, aplicando-se a técnica convencional à uma vazão de 545 L/h.

As variáveis de saída empregadas neste trabalho foram os parâmetros de rugosidade R_a e R_z , que foram medidos com um rugosímetro portátil da marca MITUTOYO, modelo SJ201P, de resolução $0,01 \mu\text{m}$, comprimento de amostragem, cut-off de 0,8 mm e comprimento de avaliação de 4 mm. Além disso, imagens das superfícies das peças foram obtidas no microscópio eletrônico de varredura (MEV).

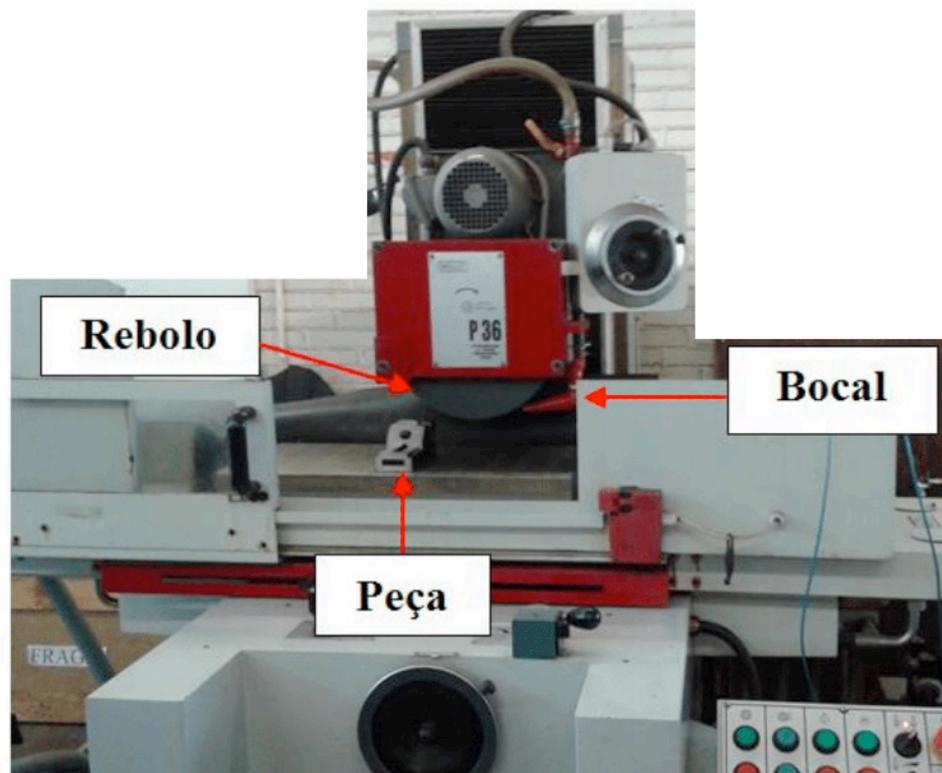
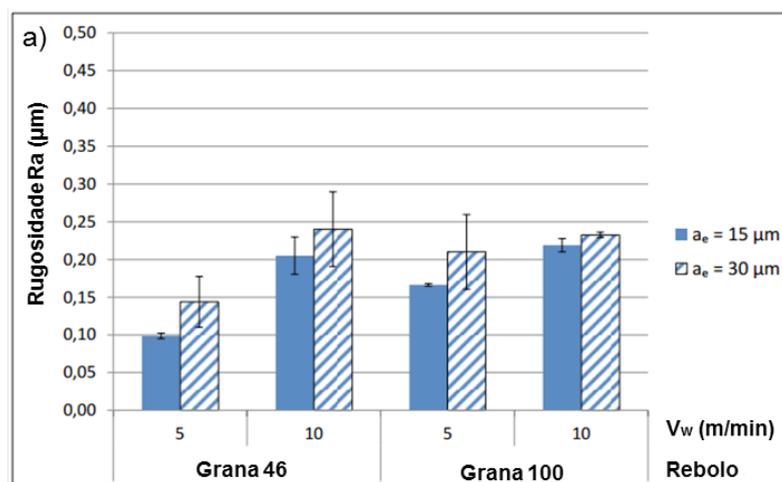


Figura 1: Retificadora plana tangencial empregada nos ensaios experimentais.

4 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados acerca dos parâmetros de rugosidade R_a e R_z em função da granulometria do rebolo, da penetração de trabalho (a_e) e da velocidade periférica da peça (V_w) são apresentados na Fig. 2. Observa-se que os valores de ambos os parâmetros de rugosidade aumentam com a penetração de trabalho. Segundo Bianchi et al. (1997), este comportamento ocorre devido ao aumento da área de contato rebolo-peça, que gera um aumento na taxa de remoção de material, o que compromete o acabamento das superfícies retificadas. Além disso, pode-se observar que o aumento da velocidade periférica da peça resultou no aumento dos valores dos parâmetros de rugosidade. Sabe-se que o aumento da velocidade da peça implica no aumento da espessura de corte equivalente, maior sessão do cavaco, e também em uma maior quantidade de material removido, piorando o acabamento superficial das peças.

Em relação à grana do rebolo, principalmente ao analisar para V_w igual a 5 m/min, percebe-se que a retificação com o rebolo com grana mesh 100 (menor tamanho de grão) gerou superfícies com valores de rugosidade superiores aos encontrados ao se utilizar o rebolo com grana 46, contrariando as informações presentes na literatura. De acordo com Klocke (2009), quanto menor for o tamanho do grão melhor será o acabamento obtido. Mas os resultados encontrados neste trabalho podem estar relacionados como o fato de que os rebolos com grãos muito pequenos são recomendados para operações de acabamento, ou seja, para penetrações de trabalho (a_e) inferiores a $15 \mu\text{m}$. Neste trabalho, os valores de penetração empregados ($15 \mu\text{m}$ e $30 \mu\text{m}$) resultaram em espessura de corte equivalente e espessura de cavacos maiores e, conseqüentemente, proporcionando maiores forças de corte e gerando maiores valores de rugosidade.



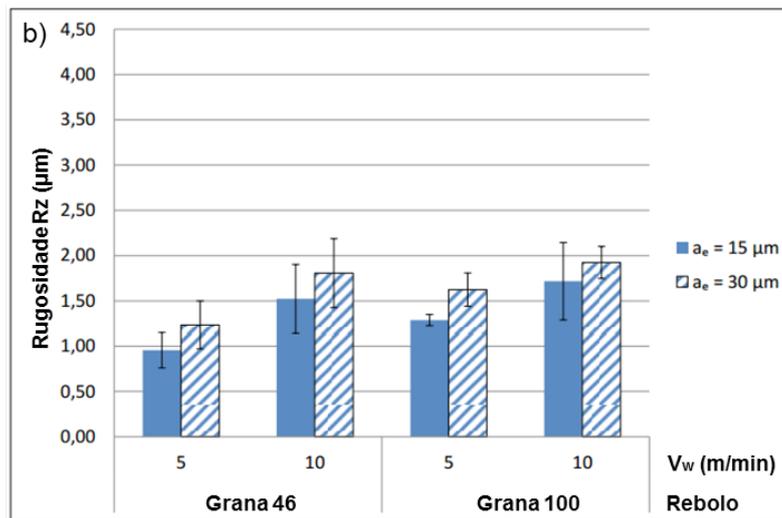


Figura 2: Parâmetros de rugosidade R_a a) e R_z b) para o ferro fundido cinzento FC 250 em função da velocidade da peça (V_w), granulometria mesh do rebolo e penetração de trabalho (a_e).

Na Figura 3 são mostradas imagens das superfícies de ferro fundido cinzento FC 250 retificadas sob diferentes condições de corte. Como pode ser observado, não ocorreram danos superficiais e não foi constatada a presença de trincas. Porém, há regiões de todas as amostras em que foi perceptível a existência de deformação plástica intensa e fluxo lateral de material da peça ocasionado pela passagem dos abrasivos, por exemplo, na Fig. 3c.

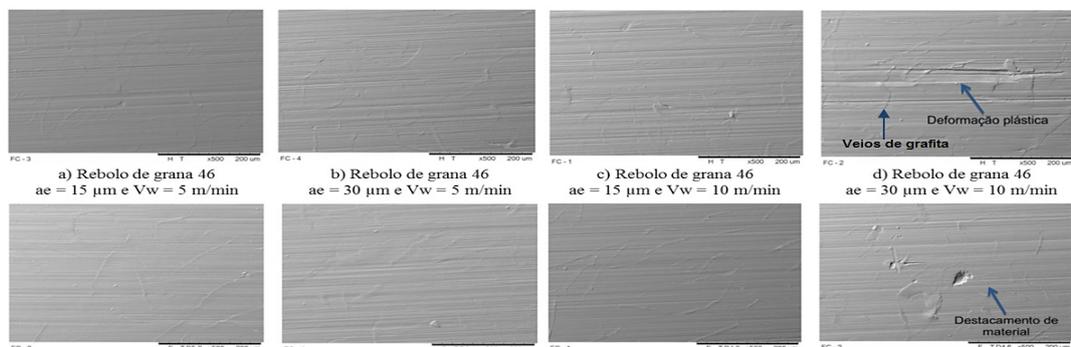


Figura 3: Imagens das superfícies do ferro fundido cinzento FC 250 retificado sob diferentes condições de corte com rebolo de grana 46.

5 | CONCLUSÕES

As principais conclusões obtidas analisando os resultados dos ensaios de retificação do ferro fundido cinzento FC 250 são:

- Os parâmetros de rugosidade R_a e R_z aumentaram com a penetração de trabalho e com a velocidade da peça, conforme é comumente relatado na literatura;
- Os valores dos parâmetros de rugosidade R_a e R_z encontrados foram infe-

riores a $0,46 \mu\text{m}$ e $3,40 \mu\text{m}$ respectivamente. Os valores do parâmetro R_a se situam dentro da faixa de rugosidade aceitável, que é de até $0,63 \mu\text{m}$, para o processo de retificação de semi-acabamento;

- O rebolo com grana mesh 100 produziu superfícies com maiores valores de rugosidade em comparação com as superfícies obtidas empregando o rebolo com grana 46;
- As marcas das superfícies retificadas foram em geral bem definidas e não foram observadas trincas e nenhum outro tipo de dano térmico em suas superfícies.

6 | AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer a todos os integrantes do LEPU e LUC da FEMEC-UFU pelo apoio durante o desenvolvimento deste trabalho, e ao CNPq, CAPES e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UFU. Os autores agradecem também à empresa Saint-Gobain Abrasivos da América do Sul pela doação dos rebolos e à Blaser Swissslube pela doação do fluido de corte. Um dos autores agradece em especial a FAPEMIG pelo apoio financeiro recebido via PPM-VII, Processo N°: PPM-00265-13.

REFERÊNCIAS

Bianchi, E. C.; Valarell, I. D.; Fernandes, O. C.; Mogami, O.; Silva Jr, C. E.; Aguiar, P. R. **Análise do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços frágeis e dúcteis**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences, Vol. 19, 1997, pp. 410-425.

Guesser, W. L. **Propriedades Mecânicas dos Ferros Fundidos**. Vol. 1, 2009, 336p.

Klocke, F. **Manufacturing process 2: grinding, honing, lapping**. Vol. 2, 2009, 433p.

Malkin, S.; Guo. C. **Grinding Technology: Theory and Applications of Machining With Abrasives**. Vol. 2, 2008, 372p.

INFLUÊNCIA DA PENETRAÇÃO DE TRABALHO E VELOCIDADE DA PEÇA NO ACABAMENTO DO FERRO FUNDIDO VERMICULAR APÓS A RETIFICAÇÃO COM REBOLO DE SIC

Lurian Souza Vieira da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

Mariana Landim Silveira Lima

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

Deborah de Oliveira

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG

RESUMO: A retificação é um processo de usinagem que remove material por meio da ação de grãos abrasivos de geometria não definida e de pequenas dimensões que são unidos por ligante. Este processo visa conferir à peça elevada precisão dimensional e geométrica e, por isso, se destaca dentre os processos de usinagem de metais. E dentre os metais, os ferro fundidos também são submetidos à retificação, dependendo da aplicação, principalmente, devido à boa combinação entre resistência mecânica e menor custo de produção, quando comparados

aos aços. Dentre as aplicações dos ferros fundidos, destacam-se os componentes para motores de combustão interna, tais como eixos virabrequim e de comando de válvula, como ainda blocos de motores. Contudo, ainda são poucas as informações na literatura específica sobre a usinabilidade destes materiais quanto à operação de retificação. Neste contexto, visando contribuir para a geração de informações sobre a retificação de ferros fundidos, especialmente do ferro fundido vermicular. Nesta pesquisa foram realizados ensaios de retificação plana com rebolo de carbetto de silício em diferentes condições de corte. Os parâmetros de entrada empregados foram: penetração de trabalho (15 e 30 μm) e velocidade longitudinal da peça (5 e 10m/min). As variáveis de saída foram as rugosidade (parâmetros Ra e Rz) e textura das superfícies retificadas. Esta última foi analisada via microscopia eletrônica de varredura. Os resultados mostraram que o parâmetro Ra foi mais sensível à variação da velocidade da peça que da penetração de trabalho. Além disso, o melhor acabamento foi obtido após a usinagem com a menor velocidade da peça.

PALAVRAS-CHAVE: Retificação, Ferro fundido vermicular, Rebolo de carbetto de silício, Rugosidade.

ABSTRACT: Grinding is a machining process that removes material by the action of abrasive

grits having undefined geometry with small dimensions that are bound together by a binding material. Since grinding is employed to guarantee narrow dimensional and geometric tolerances to the machined components, it deserves a prominent position among the machining processes of metals. Among the metals, the cast irons also are submitted to grinding operation, depending on the application, mainly, due to their good combination of mechanical strength lower cost of production, when compared to the steels. Cast irons are materials with a wide range of applications, for instance in the manufacture combustion engine components such as camshafts and crankshafts, as well as engine blocks. However, there is still little information in the specific literature about the machinability of these materials in terms of grinding process. In this context, this work was carried out to generated experimental data about grinding of cast irons, especially of the Compacted Graphite Iron grade. Peripheral surface grinding tests were performed with a silicon carbide grinding wheel at different cutting conditions. Two input variables were tested: radial depth of cut (15 and 30 μm) and worktable speed (5 and 10m / min). The output variables investigated were the surface roughness (Ra and Rz parameters) and the textures of ground surfaces. The latter were evaluated through scanning electron microscopy. Results show that surface roughness, Ra parameter, was more sensitive to the worktable speed variation than the radial depth of cut. Also, the best finishing was generated after machining with the lowest worktable speed value.

KEYWORDS: Grinding, Compacted graphite iron, Silicon carbide grinding wheel, Roughness

1 | INTRODUÇÃO

Os processos de retificação representam grande importância para indústria metal mecânica, pois conferem às peças usinadas tolerâncias dimensionais e geométricas mais apertadas que aquelas proporcionadas pelos processos convencionais com ferramenta de geometria definida. De acordo com MALKIN; GUO (2008) e MARINESCU et al. (2007) o processo de retificação pode ser definido como um processo de usinagem em que uma ferramenta abrasiva gira em alta rotação, que configura em geral uma velocidade de corte superior a 30 m/s, que promove a remoção de pequenas quantidades de material da peça. A ferramenta abrasiva é chamada de rebolo a qual é composta por grãos cerâmicos com arestas afiadas e orientação irregular, ligante e poros.

Além da garantia de tolerâncias geométricas e dimensionais mais apertadas, é preciso garantir que os parâmetros que regem a integridade superficial e subsuperficial da peça sejam preservados após a usinagem, o que não é uma tarefa fácil. De acordo com MALKIN; GUO (2008), a qualidade superficial de peças usinadas consiste de dois aspectos: integridade superficial, relacionada a alterações mecânica e textura superficial, relacionada a topografia e conseqüentemente rugosidade.

Desta forma, a preservação da integridade da superfície das peças dependerá

da correta escolha das condições de retificação, tais como: tipo de rebolo, velocidade de corte, penetração de trabalho, velocidade da peça, fluido de corte e técnica de aplicação, dentre outros. Sabe-se que o processo de retificação requer muita energia por unidade de volume removido, e grande parte desta energia é convertida em calor na região de corte, devido ao atrito, elevando a temperatura da peça e do rebolo. E neste contexto, alguns fatores contribuem para a geração de calor na retificação são as características dos abrasivos convencionais, já que são pobres condutores de calor, como também as pequenas sessões de cavacos devido às pequenas penetrações de trabalho empregadas. Com isso, estima-se que 85% do calor total gerado seja transferido para peça. Como decorrência do calor, a temperatura irá se elevar na região de corte e, dependendo do valor, irá provocar vários tipos de danos térmicos nas peças, tais como a queima da superfície, mudança de fase, tensões residuais de tração, trincas na superfície ou sub-superfície, e conseqüentemente podendo levar à inutilização do componente (MANDAL et al., 2014 e MALKIN; GUO, 2008).

Dentre os principais danos, destaca-se a formação de trincas em função da variação térmica durante a retificação. Em geral, a presença delas reduz o limite de resistência à fadiga do material e aumenta a possibilidade da superfície ser atacada por processos corrosivos, como também de ocorrência de falhas dos componentes em serviço (SILVA et al., 2000).

Um material de engenharia que está há pouco tempo no mercado é o ferro fundido vermicular, portanto uma classe de material ainda com poucas informações sobre a sua usinabilidade na literatura específica no que se refere ao processo de retificação. O ferro fundido é definido com uma liga ternária contendo, ferro em sua maior parte, silício e teor de carbono acima de 2,11% (CHIAVERINI, 2002). Os ferros fundidos são classificados de acordo com a composição química e microestrutura, mais especificamente quanto à existência e a forma da grafita, em ferros fundidos cinzentos, brancos, maleáveis, nodulares, mesclados e de grafita compactada. O objeto de estudo deste trabalho é o ferro fundido de grafita compacta (vermicular), caracterizado por apresentar a grafita em forma de “escamas ou vermiculos”, ou seja, em forma de plaquetas ou estrias. Ele é considerado um material intermediário entre os ferros fundido cinzento e o nodular, possui a fundibilidade do ferro fundido cinzento, com melhor resistência mecânica e alguma ductilidade. MOCELLIN et al. (2004) relataram que a grafita neste material se apresenta mais arredondada e mais grosseira, de modo que a sua forma e distribuição conferem ao vermicular um ganho substancial de propriedades mecânicas destacando-se as resistências mecânica e à fadiga, com uma perda pouco significativa de condutividade térmica e de amortecimento. Esta classe de ferro fundido abrange uma grande faixa de aplicações, e as principais são: bloco de motores a diesel, alojamentos de caixas de engrenagens, alojamentos para turboalimentadores, suportes de rolamentos, rodas dentadas para correntes articuladas, engrenagens excêntricas, moldes para lingotes, coletores de descarga de motores e discos de freio de automóveis em geral (MACHADO et al., 2009).

Neste contexto, este trabalho foi realizado em processo de retificação de ferro fundido vermicular com rebolo de carbeto de silício em várias condições de corte. Espera-se que os resultados obtidos possam servir de referência para os usuários a retificação desta classe de ferros fundidos.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta seção serão apresentados a metodologia adotada para desenvolvimento deste trabalho, detalhes dos equipamentos, condições de corte, peças e rebolos. Os ensaios de retificação foram realizados em uma retificadora plana tangencial, fabricante Mello, modelo P36, 2400 rpm, potência igual 3HP e com resolução no eixo vertical (em que há movimento do rebolo - eixo Z) de 5 μm . Como ferramenta de corte foi empregado o rebolo de abrasivo convencional de carbeto de silício (SiC), especificação 39C100KVK, com dimensões de 254 mm x 25 mm x 76 mm, do fabricante Saint-Gobain Abrasivos da América do Sul. As peças utilizadas foram de ferro fundido vermicular FV 450 (229 HB) em forma de barra retangular com 49 mm de comprimento x 18 mm de altura x 19 mm largura.

Os parâmetros de corte adotados foram: duas penetrações de trabalho (15 e 30 μm), duas velocidades da peça, (5 e 10 m/min). A velocidade de corte igual a 32 m/s foi mantida constante em todos os ensaios. O critério de parada adotado nos ensaios foi a retirada de material da peça até atingir uma profundidade total de 60 μm na altura, configurando, portanto, um volume total de material removido igual a 55,9 mm^3 . Para isso, foram realizados quatro passes com a penetração de trabalho (ae) de 15 μm e dois passes para ae de 30 μm .

Todos os ensaios foram realizados com fluido de corte semissintético de base vegetal (Vasco 7000), na proporção de 1:19 (óleo:água), que foi aplicado à vazão de 540 L/h pelo método convencional (abundância), com jato que tangenciava o rebolo.

Os parâmetros de saída foram a rugosidade e textura da superfície da peça. A rugosidade foi avaliada em termos dos parâmetros de amplitude rugosidade média (Ra) e rugosidade total (Rz) que foram medidos em um rugosímetro portátil modelo SJ201P, do fabricante Mitutoyo, com resolução de 0,01 μm , comprimento de avaliação de 4,0 mm e comprimento de onda do filtro (cut-off) foi de 0,8 mm. Este equipamento possui a faixa nominal igual à 360 μm (-200 μm até +160 μm). As medições foram efetuadas a temperatura ambiente controlada de (20 \pm 1) °C, conforme recomendado pela NBR NM ISO- 1 (ABNT, 1997). A fim de obter resultados rastreáveis, o sistema de medição foi previamente calibrado conforme recomendado pela Norma ISO IEC 17025 (ABNT, 2005). Os valores de rugosidade são resultados da média aritmética de quatro medições realizadas em pontos diferentes da peça equidistantes de 10mm e na direção perpendicular à direção de corte.

Para obtenção das imagens das superfícies retificadas utilizou-se o Microscópio

Eletrônico de Varredura (MEV), TM3000, localizado no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU). Antes da análise, todas as amostras foram limpas com acetona em um equipamento conhecido como limpador por vibração ultrassônica, Cole-parmer 8848. Em seguida, elas passaram por secagem apropriada. As superfícies das amostras foram observadas em sua totalidade, na face retificada, para a verificação da ocorrência de trincas e microtrincas, além da comparação entre superfícies. Todas as imagens foram obtidas utilizando uma ampliação de 500 vezes.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

A seguir são apresentados os resultados de rugosidade e as imagens obtidas via MEV das superfícies após a retificação do ferro fundido vermicular com rebolo de carbeto de silício em diferentes condições de corte.

3.1 Rugosidade

Os valores de rugosidade para os parâmetros Ra e Rz das amostras de ferro fundido vermicular são apresentados nas Figuras 1 e 2, respectivamente. Da Figura 1 pode-se perceber que os valores de Ra mantiveram-se abaixo de $0,40 \mu\text{m}$, valores inferiores ao limite máximo para operações de semi-acabamento de $0,63 \mu\text{m}$ que é geralmente relatado na literatura (KALPAKJIAN; SCHMID, 2009).

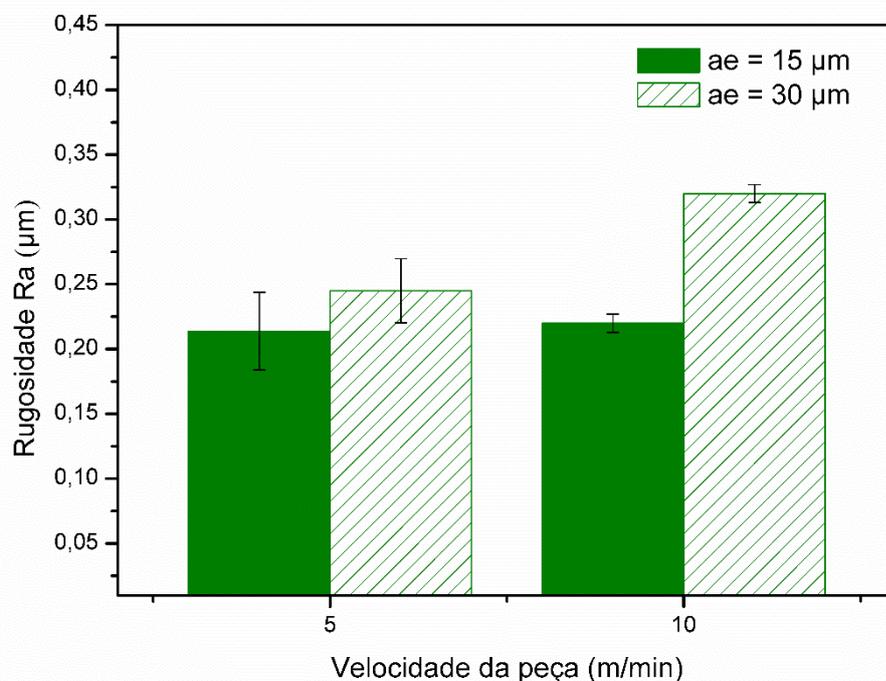


Figura 1: Rugosidade Ra para as amostras de ferro fundido vermicular em função da velocidade da peça.

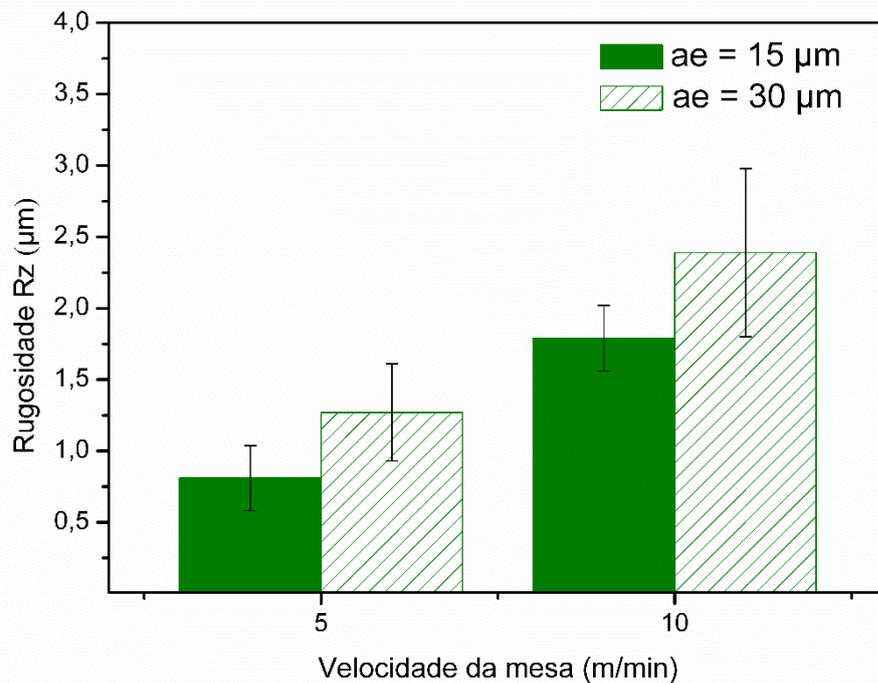


Figura 2: Rugosidade Rz para as amostras de ferro fundido vermicular em função da velocidade da peça.

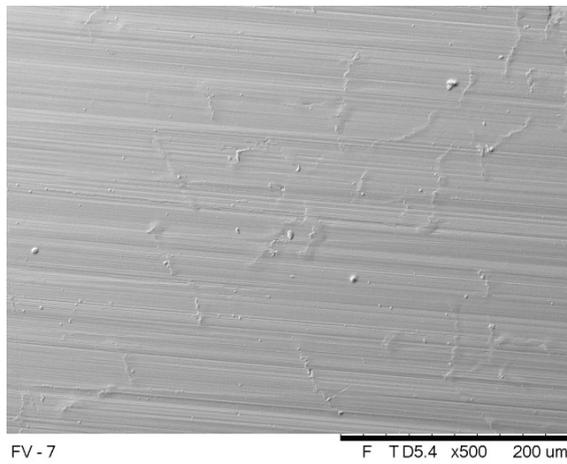
Das Figuras 1 e 2 nota-se que os comportamentos para o parâmetro Ra e Rz em função dos parâmetros de corte testados foram diferentes. De maneira geral, a rugosidade Ra foi mais sensível à velocidade da peça do que à penetração de trabalho, pois não se pode afirmar que houve variação no valor de Ra ao aumentar a penetração de trabalho de 15 μm para 30 μm , pelo elevado valor de desvio padrão. Já para o parâmetro Rz (Figura 2) houve influência tanto da penetração de trabalho quanto da velocidade da peça. Conforme aumenta-se a penetração de trabalho, o parâmetro Rz é também aumentado (MARINESCU et al, 2007). BIANCHI et al. (1997) apresentaram a seguinte explicação para esta relação: ao empregar uma menor penetração do rebolo na peça, um pequeno número de grãos atuam para remover material em um menor tempo de contato. À medida que se aumenta a penetração de trabalho, aumenta-se também o número de grãos em contato com a peça, o comprimento de contato entre rebolo e peça e a área de contato. Com isso, haverá acréscimo nos esforços de corte da ferramenta sobre a peça, deformação plástica do material de peça, geração de calor e elevação da temperatura de corte, o que contribuiu para a deterioração da superfície sendo usinada. Além disso, ao empregar maiores valores de penetração de trabalho, tem-se um aumento nas dimensões dos cavacos, que com a progressão da usinagem, podem se agrupar e levar ao empastamento do rebolo. Assim, o cavaco que se aloja no rebolo influencia negativamente na sua eficiência durante a retificação, aumentando os esforços na região de contato entra

a ferramenta e a peça e, conseqüentemente, comprometendo a superfície retificada. Comportamento semelhante também foi observado por DAMASCENO (2010) em seu trabalho de retificação do aço ABNT 4340 em diferentes condições de corte, em que o parâmetro Ra aumentou com a penetração de trabalho.

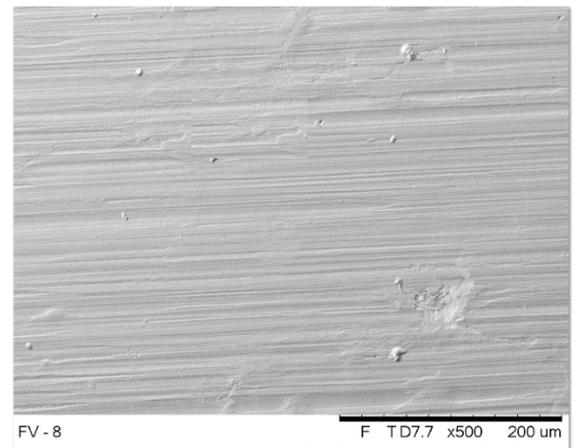
Das Figuras 1 e 2 pode-se observar ainda que o aumento da velocidade da peça também influencia no acabamento e a influência deste parâmetro foi mais acentuada ao empregar condições mais severas de retificação, com $a_e = 30 \mu\text{m}$. É importante destacar que tanto a velocidade da peça quanto a penetração trabalho determinam o parâmetro de retificação conhecido como espessura de corte equivalente em uma relação diretamente proporcional. Desta forma, o aumento em uma destas grandezas ou em ambas eleva a espessura de corte equivalente e em geral proporcionando superfícies com maior valor de rugosidade. De acordo com MARINESCU et al (2007), o aumento na velocidade da peça implica em uma maior vibração da máquina ferramenta que, por consequência, eleva os valores de rugosidade obtidos ao fim do processo de retificação.

3.2 Análise Da Superfície Retificada Via Mev

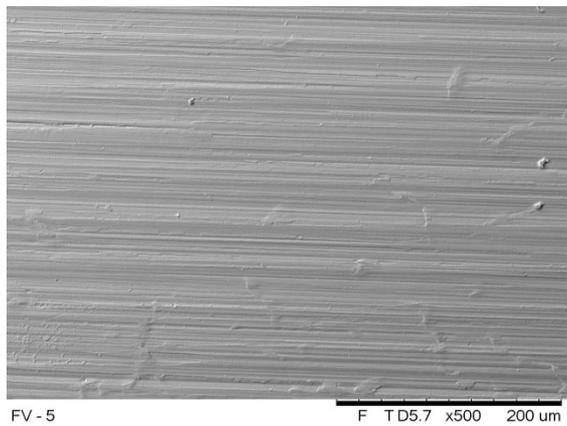
Na Figura 3 são mostradas as imagens via MEV das superfícies com ampliação de 500 vezes das amostras de ferro fundido vermicular FV 450 após retificação com rebolo SiC. Pode-se notar que as marcas de avanço são visíveis e que existe certa regularidade das marcas (trilhas) deixadas pelos grãos abrasivos. Contudo, em alguns casos as trilhas estão interrompidas, indicando a falta de eficiência dos abrasivos para retirarem material durante a sua passagem por sobre a superfície da peça. Evidências de camadas superpostas de material da peça são observadas nas superfícies das amostras retificadas em condições mais severas de usinagem (Figuras. 3 (b) e (d)); o que pode ser atribuído às propriedades desta classe de ferro fundido, principalmente à sua ductilidade mais elevada em relação ao ferro fundido cinzento. Materiais com características dúcteis em geral favorecem a formação de fluxo lateral de material provocado pela passagem dos grãos e que pode permanecer na peça durante a usinagem. Ele será mais intenso conforme mais severas forem as condições de usinagem



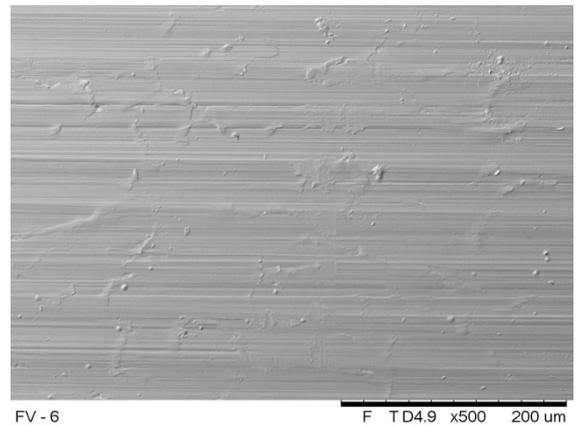
(a) $ae = 15 \mu\text{m}$ e $vw = 5 \text{ m/min}$



(b) $ae = 30 \mu\text{m}$ e $vw = 5 \text{ m/min}$



(c) $ae = 15 \mu\text{m}$ e $vw = 10 \text{ m/min}$



(d) $ae = 30 \mu\text{m}$ e $vw = 10 \text{ m/min}$.

Figura 3: Imagens das superfícies do ferro fundido vermicular FV 450 obtidas via MEV após retificação nas várias condições de corte, (a) $ae = 15 \mu\text{m}$ e $vw = 5 \text{ m/min}$, (b) $ae = 30 \mu\text{m}$ e $vw = 5 \text{ m/min}$, (c) $ae = 15 \mu\text{m}$ e $vw = 10 \text{ m/min}$ e (d) $ae = 30 \mu\text{m}$ e $vw = 10 \text{ m/min}$.

4 | CONCLUSÕES

Após os ensaios de retificação e análises dos resultados pôde-se concluir que os parâmetros de rugosidade (R_a e R_z) sofreram influência da velocidade da peça, em uma relação direta. O parâmetro R_a não sofreu influência da penetração de trabalho. Além disso, os valores de R_a mantiveram-se abaixo de $0,40 \mu\text{m}$ para todas as condições testadas, valores inferiores ao limite máximo para operações de semi-acabamento que é de $0,63 \mu\text{m}$. Por fim, ao empregar o maior valor de penetração de trabalho, $ae = 30 \mu\text{m}$ foi possível perceber a presença de material aderido na superfície retificada.

5 | AGRADECIMENTOS

Os autores deste trabalho agradecem a CAPES-PROEX, CNPq e FAPEMIG, à

Faculdade de Engenharia Mecânica, ao Programa de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como também aos integrantes do grupo LEPU pelo apoio científico e tecnológico. Agradecem ainda à Tupy e Blaser Swissslube pela doação do material da peça e fluido de corte, respectivamente. O autor Rosemar Batista da Silva agradece em especial a FAPEMIG pelo apoio financeiro recebido via PPM-VII, Processo N°: PPM-00265-13.

REFERÊNCIAS

Associação Brasileira de Normas Técnicas, NBR ISO/IEC 17025: **Requisitos gerais para competência de laboratórios de ensaios e calibração**. Rio de Janeiro, 2005.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, NBR NM-ISO 1: **Temperatura padrão de referência para medições industriais de comprimento**. Rio de Janeiro, 1997. 2p.

Bianchi, E.C., Valarell, I.D., Fernandes, O.C., Mogami, O., Silva JR, C.E. e Aguiar, P.R. **Análise do comportamento de rebolos convencionais na retificação de aços frágeis e dúcteis**. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*, Vol. 19, 1997, pp 410-425.

Chiaverini, V. **“Tecnologia Mecânica - Processos de Fabricação e Tratamento”**. Ed. McGraw-Hill Ltda, São Paulo, Brasil, Vol. 3., 1986, 388 p.

Damasceno, R.F. **Análise da influência da profundidade de corte e de diferentes métodos de lubri-refrigeração na retificação plana de aço ABNT 4340**. Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual Paulista, UNESP, Bauru, 2010.

Kalpakjian, S. e Schmid S.R., **Manufacturing Processes for Engineering Materials**. Ed. Pearson Education, 2009, 1040 p.

Machado, A. R.; Abrão, A. M.; Silva, M. B.; Coelho, R. T. **Teoria da usinagem dos materiais**. Ed. Blucher, São Paulo, Brasil, 2009, 371 p.

Malkin, S., Guo. C. **Grinding Technology: Theory and Applications of Machining With Abrasives**. Ed. Industrial Press, New York, 2ª ed., 2008, 372 p.

Mandal, B., Sarkar, A., Biswas, D., Das, S., Banerjee, S. **An effective grinding fluid delivery technique to improve grindability of inconel-600**. 5th International & 26th All India Manufacturing Technology, Design and Research Conference (AIMTDR 2014) December, IIT Guwahati, Assam, Índia, 2014.

Marinescu, I.D., Hitchiner, M., Uhlmann, E., Rowe, W.B. e Inasaki, I. **Handbook of machining with grinding wheels**. Ed. CRC Press, New York, 2007, 596 p.

Mocellin, F.; Melleras, E.; Boehs, L.; Guesser, W. L. **Study of the machinability of compacted graphite iron for drilling process**. I Brazilian Manufacturing Congress, Vol. XXVI, nº 1, Uberlândia, Brasil, 2004, pp. 22-27.

Silva, E. J.; Bianchi, E. C.; Aguiar, P. R. **Danos térmicos na retificação decorrentes do par fluido-ferramenta adotado**. I Congresso Nacional De Engenharia Mecânica, Natal, Brasil, 2000.

INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE USINAGEM DO BRUNIMENTO FLEXÍVEL NA QUALIDADE GEOMÉTRICA DE CILINDROS DE BLOCOS DE COMPRESSORES HERMÉTICOS

Leandro Carvalho Pereira

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

Rosenda Valdés Arencibia

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

Luciano José Arantes

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais

RESUMO: Este trabalho tem como objetivo avaliar o efeito de alguns dos principais parâmetros de operação do brunimento flexível na qualidade geométrica do cilindro de blocos de compressores herméticos. Para tanto um planejamento fatorial completo é proposto visando investigar o efeito dos seguintes parâmetros de corte: rotação, velocidade de avanço, número de passadas (golpes) e granulometria da ferramenta, nas variáveis: rugosidade e desvio de circularidade. A rugosidade será avaliada por meio dos valores numéricos dos parâmetros (R_a , R_q , R_p , R_r , R_k ,

R_{pk} , R_{vk} , R_{sk} , R_{ku} , R_{vo} e R_p/R_t) e da curva de *Abbott-Firestone*. O processo de medição da rugosidade será efetuado utilizando um rugosímetro eletromecânico, enquanto que uma máquina de medir desvios de forma (MMDF) será utilizada para medir desvios de circularidade. Já a incerteza de medição será estimada utilizando a metodologia proposta no JCGM 100, exceto para os casos em que a aplicação da lei de propagação de incerteza não forneça resultados adequados, nos quais será aplicado o método de Monte Carlo. Se espera com este trabalho melhorar expressivamente o acabamento superficial dos cilindros de blocos de compressores herméticos o qual influi diretamente na vida útil e na eficiência do compressor. Este processo não requer máquinas especiais para a sua realização, ao contrário dos outros tipos de acabamento por brunimento, como o brunimento a laser e brunimento por jato d'água, que requerem máquinas específicas e dedicadas, tornando o processo oneroso.

PALAVRAS-CHAVE: brunimento convencional e flexível, desvio de circularidade, rugosidade, incerteza de medição.

ABSTRACT: This work has as objective evaluate the effect of some of the main flexible honing the operating parameters of the geometrical quality of the cylinder crankcase

of hermetic compressors. For such a full factorial design experiments is proposed in order to investigate the effect of the following cutting parameters: speed, feed rate, number of passes (strokes) and particle size of the tool; and the variables are: the variables: roughness and roundness deviation. The surface roughness is evaluated by the numerical values of parameters (R_a , R_q , R_p , R_t , R_k , R_{pk} , R_{vk} , R_{sk} , R_{ku} , R_{vo} and R_p/R_t) and *Abbott-Firestone* curves. The roughness measurement process is performed using an electromechanical roughness tester machine, while a machine to measure deviations in shape (MMDF) is used to measure circularity deviations. Since the measurement uncertainty is estimated using the methodology proposed in JCGM 100, except for cases where the application of the uncertainty propagation law does not provide adequate results, which will be applied in the Monte Carlo Method. This work is expected to improve significantly the surface finish of cylinder crankcase of hermetic compressors which directly influences the life and efficiency. This process does not require special machines for its operation, unlike other types of finishing honing, such as laser honing and water jet honing, which require dedicated machines, making costly process.

KEYWORDS: conventional and flexible honing, circularity deviation, roughness, measurement uncertainty.

1 | INTRODUÇÃO

A época contemporânea, caracterizada por grandes descobertas científicas, acelerado desenvolvimento tecnológico e uma economia cada vez mais globalizada, trouxe a evolução dos processos produtivos. O caráter global das relações comerciais, a competitividade e a busca por maiores parcelas no mercado levaram os países a investirem na procura de novas tecnologias, com o objetivo de aumentar a produtividade e a qualidade dos produtos. Como consequência, máquinas modernas de usinagem foram incorporadas gradativamente ao mundo industrializado, onde os produtos são fabricados com tolerâncias cada vez mais estreitas e em maiores quantidades (Rosa, 2014).

Em busca do desenvolvimento de seus produtos a indústria de refrigeração, em particular na produção de compressores, procura constantemente investir para melhorar seus componentes. Desta forma, o cilindro do bloco do compressor recíproco alternativo hermético, tem recebido uma atenção especial por parte dos fabricantes e pesquisadores, pois requerem elevada exatidão dimensional e geométrica, afim de evitar dificuldades na montagem, o aparecimento de esforços desgastantes, possíveis vazamentos e a perda de eficiência do compressor. Então, a Embraco S/A (Whirlpool - Unidade Compressores) percebeu a necessidade de melhorar, principalmente, a rugosidade do cilindro de seus compressores herméticos visando otimizar o desempenho deste.

Assim sendo, surgiu a ideia por parte da empresa de efetuar uma operação de

acabamento nos cilindros, visando eliminar os picos isolados presentes na superfície e arredondar o cume da maior quantidade de picos afim de evitar o contato metal-metal e a vedação do par cilindro-pistão por meio do lubrificante. Para tanto, a empresa propôs a utilização do processo de brunimento flexível utilizando-se a ferramenta *Flex-Hone*, solucionando-se assim o problema.

O brunimento flexível é um método utilizado após o brunimento convencional que atua por intermédio de partículas abrasivas e elásticas de maneira a não alterar as características geométricas, tais como, cilindricidade, concentricidade, coaxialidade e dimensões da peça (Miller, 1993). Este método de brunimento está sendo cada vez mais utilizado como operação adicional, com o objetivo de arredondar os picos da superfície (Barton e Haasis, 1993). A ferramenta remove picos e imperfeições das paredes de cilindros, criando o acabamento desejável, Fig. (1). O resultado é a redução do atrito, do aquecimento localizado e a melhoria geral no desempenho.

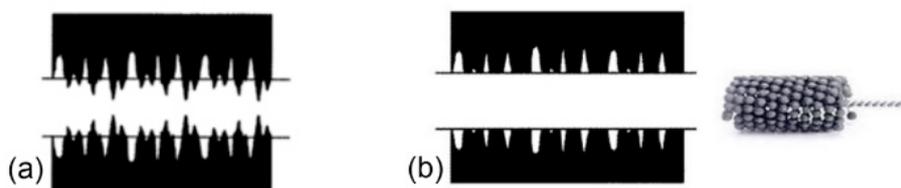


Figura 1. (a) Representação esquemática do perfil de uma superfície cilíndrica antes do processo de brunimento flexível e (b) após este processo com brunidor flexível (Vertec, 2015).

Entretanto, existem outras técnicas de brunimento que poderiam ser utilizadas para efetuar a operação de acabamento dos cilindros. As principais são: o brunimento platô (Andretta, 2001), (Machado, 2008), (Junior, 2009), (Pawlus et al., 2009), (Corral et al., 2010), (Rejowski, 2012), o brunimento por jato d'água (Rejowski, 2012), o brunimento por laser (Andretta, 2001), (Rejowski, 2012), o brunimento deslizante (Rejowski, 2012) e o brunimento espiral deslizante (Rejowski, 2012). Contudo, estas tecnologias são onerosas em relação ao brunimento flexível, que constitui uma alternativa conveniente para atender a demanda por uma alta exatidão dimensional e geométrica do cilindro, de forma simples e econômica.

Apesar destas importantes vantagens, o processo de brunimento flexível tem sido pouco estudado, sendo que na literatura foram encontrados poucos trabalhos sobre este assunto.

De forma geral, a qualidade da superfície obtida por um processo de brunimento de acabamento é usualmente caracterizado por meio dos parâmetros de rugosidade: R_k (Rugosidade do núcleo do perfil- Serie); R_{vk} (Região de vale) e R_{pk} (Região de pico) e duas fronteiras (M_{r1} e M_{r2}), os quais são definidos a partir da curva de Abbott-Firestone. Entretanto, parâmetros como R_{vo} (volume de retenção de óleo) e a relação R_p/R_t (coeficiente de vazio) também caracterizam muito bem este tipo de superfícies e, portanto, devem ser avaliados.

Neste contexto, surgiu a proposta do presente trabalho, que tem como objetivo

principal avaliar a qualidade geométrica do cilindro de blocos de compressores herméticos submetidos ao processo de brunimento flexível utilizando-se uma fresadora CNC e a ferramenta *Flex-Hone*. Para tanto será desenvolvido um planejamento fatorial completo para investigar os efeitos de determinadas condições de usinagem na rugosidade e no desvio de circularidade dos cilindros; além de avaliar a incerteza de medição através da aplicação da metodologia proposta no JCGM 100 (BIPM *et al.*, 2008) e do método de Monte Carlo (INMETRO, 2008), em função da complexidade do mensurando avaliado.

2 | METODOLOGIA

O controle geométrico do cilindro será realizado em 72 peças de compressores herméticos antes da operação de brunimento flexível. Para medição do desvio de circularidade será utilizada uma máquina de medir desvios de forma (MMDF) fabricada pela Taylor Hobson, Fig. (2a), com resolução de $0,01 \mu\text{m}$ e faixa de medição no eixo vertical de 250 mm e no eixo horizontal de 180 mm. Este equipamento possui incerteza expandida associada à calibração de $0,011 \mu\text{m}$, para k igual a 1,97 e probabilidade de abrangência de 95%. Durante a medição serão apalpadas cinco seções e cinco ciclos serão executados para cada peça. Já para a medição da rugosidade será utilizado um rugosímetro portátil, eletro-mecânico, digital, modelo TIME TR200 da Homis, Fig. (2b). Este equipamento possui resolução de $0,001 \mu\text{m}$ e faixa nominal de $160 \mu\text{m}$. Será utilizada uma ponta de diamante de raio igual a $2 \mu\text{m}$. Segundo o certificado de calibração a incerteza expandida associada à calibração do rugosímetro é de $0,060 \mu\text{m}$ para um fator de abrangência k igual a 2,57 e 95 % de probabilidade de abrangência. Será adotado um comprimento de amostragem (L_c) de 0,8 mm, de acordo com a NBR ISO 4288 (ABNT, 2008). A rugosidade da cada peça será medida cinco vezes.

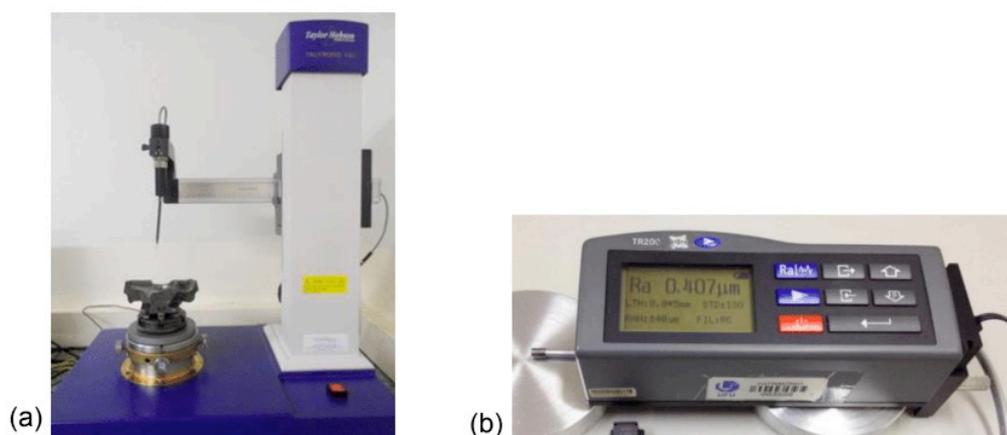


Figura 2. (a) Máquina de medir desvios de forma, fabricada pela Taylor Hobson e (b) rugosímetro portátil, modelo TR200 da Homis.

O rugosímetro e a peça objeto de medição serão posicionados em um desempenho

de granito a fim de minimizar o efeito das vibração mecânica transmitida pelo solo. Aproveitando a excelente capacidade de diagnóstico do programa do rugosímetro, a rugosidade de cada peça será analisada a partir dos valores dos seguintes parâmetros: R_a (Desvio Aritmético Médio do Perfil), R_q (Desvio Médio Quadrático do Perfil), R_p (Altura Máxima do pico do Perfil), R_t (Altura Total do Perfil), R_{sk} (Fator de Assimetria do Perfil - Skewness), R_{ku} (Fator de Achatamento - Kurtosis), R_{vk} (Região de pico), R_{pk} (Região de vale), R_k (Rugosidade do núcleo do perfil), R_{vo} (volume de retenção de óleo) e R_p/R_t (coeficiente de vazio).

Todas as medições serão conduzidas à temperatura ambiente controlada de (20 ± 1) °C. Um termo-higrômetro digital com resolução de 0,1 °C e faixa nominal de $(-20$ a $60)$ °C será utilizado para a medição da temperatura. Este equipamento possui certificado de calibração N. R4996/13, emitido pelo Laboratório de Temperatura e Umidade da Elus Instrumentação. Para a temperatura, a incerteza expandida é de 0,3 °C para k igual a 2,00 e infinitos graus de liberdade.

Em seguida será efetuada a operação de brunimento flexível dos cilindros dos blocos de compressores utilizando-se uma máquina fresadora CNC, conforme a Fig. (3a), e a ferramenta *Flex-Hone*, Fig. (3b).

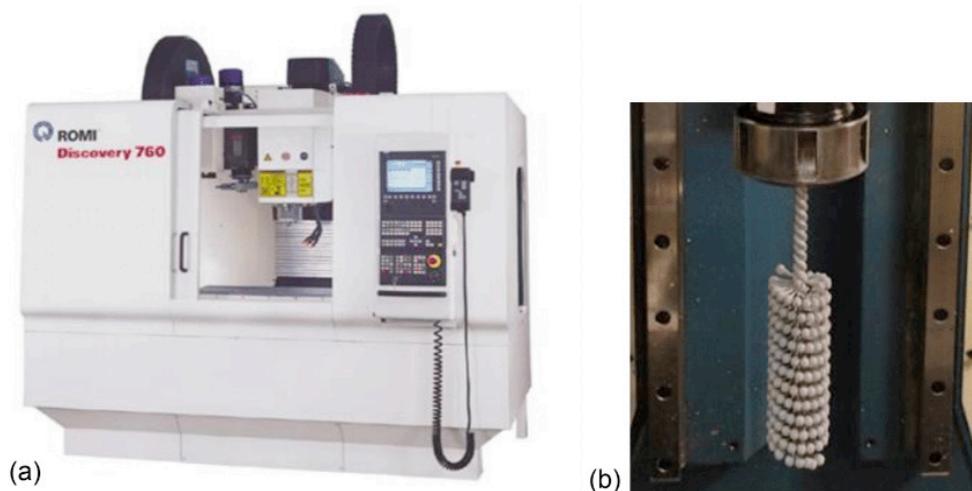


Figura 3. (a) Fresadora CNC, modelo Discovery 760 da Romi, utilizada para realização dos ensaios (Romi, 2015) e (b) brunidor flexível para furo de 22 mm, abrasivo SiC e granulometria 800 mesh.

A usinagem será efetuada segundo o planejamento fatorial completo $2 \times 2 \times 2 \times 3$, onde as variáveis independentes a serem avaliadas (fatores) são: rotação, velocidade de avanço, números de passadas (golpes) e granulometria da ferramenta, e os valores assumidos por cada uma delas (níveis) são mostrados na Tab. (1), perfazendo 24 experimentos, replicados duas vezes, totalizando 72 experimentos.

Após o processo de brunimento flexível o controle geométrico do cilindro dos compressores herméticos será novamente efetuado. Uma análise de variância ANOVA para o experimento fatorial completo citado acima, será realizado para testar a significância dos efeitos principais e de interação entre os mesmos utilizando o

Fator 1 (Rotação)	Fator 2 (Velocidade de Avanço)	Fator 3 (Granulometria da Ferramenta)	Fator 4 (Número de golpes)
-1	-1	-1	-1
+1	-1	-1	-1
-1	+1	-1	-1
+1	+1	-1	-1
-1	-1	-1	0
+1	-1	-1	0
-1	+1	-1	0
+1	+1	-1	0
-1	-1	-1	+1
+1	-1	-1	+1
-1	+1	-1	+1
+1	+1	-1	+1
-1	-1	+1	-1
+1	-1	+1	-1
-1	+1	+1	-1
+1	+1	+1	-1
-1	-1	+1	0
+1	-1	+1	0
-1	+1	+1	0
+1	+1	+1	0
-1	-1	+1	+1
+1	-1	+1	+1
-1	+1	+1	+1
+1	+1	+1	+1

Tabela 1. Matriz de planejamento para o experimento fatorial completo 2x2x2x3.

Com o intuito de contribuir para a rastreabilidade do resultado proveniente de uma medição, será estimado a incerteza de medição para o desvio de circularidade utilizando a metodologia proposta no JCGM 100 (BIPM *et al.*, 2008), enquanto para a rugosidade será aplicado o método de Monte Carlo (MC) conforme recomenda INMETRO (2008).

O modelo matemático para cálculo da incerteza do desvio de circularidade é descrito na Eq. (1).

$$C_{Circ} = L_{MMDF} + \Delta R_{MMDF} + \Delta IC_{MMDF} + \Delta D_{EXC} \quad (1)$$

Onde: C_{Circ} (desvio de circularidade), L_{MMDF} (média dos valores indicados pela MMDF), ΔR_{MMDF} (correção associada à resolução da MMDF) ΔIC_{MMDF} (correção associada à incerteza padrão da calibração da MMDF) e ΔD_{EXC} (correção associada ao desvio de excentricidade da mesa da MMDF).

Já o modelo matemático para o cálculo da incerteza da rugosidade é mostrado

na Eq. (2).

$$R_{Rug} = L_{Rug} + \Delta R_{Rug} + \Delta IC_{Rug} + \Delta A_R + \Delta D \quad (2)$$

Onde: R_{Rug} (parâmetro de rugosidade medido), L_{Rug} (média dos valores indicados pelo rugosímetro), ΔR_{Rug} (correção associada à resolução do rugosímetro), ΔIC_{Rug} (correção associada à incerteza da calibração do rugosímetro), ΔA_R (correção associada ao raio da ponta do apalpador) e ΔD (correção associada à deformação do material durante a medição).

3 | CONCLUSÕES

O brunimento flexível é uma operação de acabamento pouco investigada entre os pesquisadores atuantes na área de fabricação, e portanto não foram encontrados muitos trabalhos na literatura que abordem este processo. Assim, a avaliação dos impactos de variáveis de processo, tais como: rotação, velocidade de avanço, número de golpes e granulometria da ferramenta, na rugosidade superficial e no desvio de circularidade, seria uma grande contribuição científica para a área de fabricação.

Se espera com este trabalho melhorar expressivamente o acabamento superficial dos cilindros de blocos de compressores herméticos o qual influi diretamente na vida útil e na eficiência do compressor. Este processo não requer máquinas especiais para a sua realização, ao contrário de outros tipos de brunimento de acabamento, como o brunimento por laser e brunimento por jato d'água, que requerem máquinas dedicadas, tornando o processo oneroso.

Outros tipos de brunimento podem ser utilizados para esta finalidade, como por exemplo, o brunimento platô, no qual se tem uma redução da altura dos picos e a permanência dos vales no perfil de rugosidade do cilindro. Mas quando se comparam os custos envolvidos nesses dois tipos de brunimento, o brunimento flexível se destaca por possuir custo significativamente menor.

4 | AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, e às instituições CNPq, CAPES e FAPEMIG pelo suporte financeiro.

REFERÊNCIAS

ANDRETTA, C. **Brunimento para recuperação das camisas de pistão dos motores de**

Combustão interna. 2001. 76f. Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2001.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR ISO 4288. **Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade.** 2008. 10 f.

BARTON, K. e HAASIS, G. Characteristics of Honing in: Understanding the Basics of Honing. **Technical publication of SME - Society of Manufacturing Engineers**, 37 f. 1993.

BIPM, IEC, IFCC, ILAC, ISO, IUPAC, IUPAP and OIML, JCGM 100. **Evaluation of measurement data - Supplement 1 to the Guide to the expression of uncertainty in measurement - Propagation of distributions using a Monte Carlo method.** 2008. 90 f.

CORRAL, I. B.; CALVET, J. V.; SALCEDO, M. C. Use of roughness probability parameters to quantify the material removed in plateau-honing. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, Barcelona, v. 50, n. 27, p. 621-629, 2010.

INMETRO. **A estimativa da incerteza de medição pelos métodos do ISO GUM 95 e de simulação de Monte Carlo.** INMETRO-DIMCI-DIMEC-LAPRE INMETRO, Nota técnica, 2008. 34 f.

JUNIOR, R. F. M. **Análise Topográfica da Superfície de Cilindro de Motores a Combustão Interna.** 2009. 65 f. Dissertação (Mestrado) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2009.

MACHADO, G. A. A. **Brunimento a platô aplicado a cilindros de motores: avaliação da evolução da topografia da superfície após ciclos de funcionamento em banco de provas.** 2008. 148 f. Dissertação (Mestrado) - Pontifícia Universidade Católica de Minas, Belo Horizonte, 2008.

MILLER M. Flexible Honing: A Study of Cylinder Wall Micro-structure. **Technical publication of SME - Society of Manufacturing Engineers**, 9 f. 1993.

PAWLUS, P., CIESLAK T., MATHIA T. The Study of Cylinder Liner Plateau Honing Process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 6078-6086, 2009.

REJOWSKI, E. D. **Caracterização e Desempenho de um Filme de Carbono Amorfo Hidrogenado Tipo Diamante (a-C:H) Dopado com Silício, Aplicado em Camisa de Cilindro de Motor à Combustão Interna.** 2012. 166 f. Dissertação (Mestrado) - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2012.

ROMI, **Centros de usinagem verticais**, Disponível em: <http://romi.com.br/fileadmin/Editores/MF/Catalogos/Portugues/cat_discovery_po_ai.pdf>. Acesso em: 13 out. 2015.

ROSA, V. A. O. **Avaliação do desempenho metrológico dos métodos de ajuste utilizados nos programas computacionais dedicados às MM3Cs.** 2014. 21 f. Proposta de Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2014.

Vertec, **Manual Flex-Hone**, Disponível em: <www.vertec.com.br/Produtos/flex_hone.pdf>. Acesso em: 13 out. 2015.

USINAGEM ELETROQUÍMICA SUPERFICIAL EM AMOSTRAS DE FERRO FUNDIDO

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade
Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Leandro Carvalho Pereira

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade
Federal de Uberlândia
Uberlândia – Minas Gerais

Henara Lilian Costa

Faculdade de Engenharia Mecânica, Pontifícia
Universidade Católica do Paraná
Curitiba – Paraná

RESUMO: O presente trabalho visa investigar a possibilidade de se texturizar superficialmente amostras de ferro fundido cinzento através do Método de Texturização Eletroquímica Sem Mascaramento (MECT). O método foi implementado em amostras de ferro fundido cinzento de matriz perlítica, sendo entre cada teste variada a tensão verificando assim seu efeito nos padrões inseridos resultantes. Os resultados se mostraram satisfatórios para este material, contudo é necessário a investigação mais parâmetros que permeiam o processo.

PALAVRAS-CHAVE: engenharia de superfície, texturização superficial, MECT

ABSTRACT: This paper aims to investigate the possibility of surface texturing samples of gray

cast iron by Maskless Electrochemical Texturing Method (MECT). The method was implemented in cast iron samples of pearlitic matrix, being between each test varied the voltage so can be verified its effect on the resulting patterns inserted. The results were satisfactory for this material, however it is necessary to investigate other parameters that permeate the process.

KEYWORDS: surface engineering, surface texturing, MECT

1 | INTRODUÇÃO

A superfície de um material é o local onde ocorre a maioria das interações físico-químicas. O controle da topografia superficial de componentes mecânicos, em particular a imposição de padrões regulares de protuberâncias e/ou depressões, têm sido objetivo de estudos em diversos campos da ciência, com avanços principalmente nos campos da óptica, termodinâmica, biologia e tribologia, originando as então chamadas superfícies funcionais (Bruzzone et al., 2008). O ferro fundido cinzento é utilizado em diversos componentes sujeitos ao desgaste por deslizamento, como por exemplo cilindros automotivos, graças as suas propriedades auto-lubrificantes oriundas dos veios de grafita

presentes em sua micro-estrutura. Este trabalho tem como objetivo investigar a utilização da técnica de texturização superficial sem mascaramento (MECT) em amostras de ferro fundido cinzento, com o objetivo posterior de estudar a sinergia entre os efeitos benéficos na lubrificação oriundos tanto da grafita presente na matriz como da aplicação de micro-padrões superficiais.

Os métodos de texturização superficial são divididos de acordo com a natureza física de sua modificação superficial, segundo Costa e Hutchings (2015) em:

- Adição: os padrões superficiais são criados a partir da adição de material a uma determinada superfície.
- Remoção: os padrões superficiais são criados a partir da remoção de material da superfície a ser modificada.
- Movimentação: a modificação superficial ocorre através da deformação plástica e redistribuição do material da superfície.
- Auto-formação: Regiões com diferentes resistências ao desgaste originam os padrões superficiais.

No que tange a melhoria da lubrificação em sistemas mecânicos os métodos de remoção são os mais utilizados visto seus padrões superficiais servirem tanto como reservatórios de lubrificante como depósito de partículas endógenas ou exógenas que por ventura existam na região de contato (Tomanik, 2013). Dentre os métodos de remoção o mais utilizado em industrialmente é o método de ablação a Laser (Etsion, 2005), contudo este método apresenta alguns problemas representados na Fig. (1), como uma considerável zona afetada pelo calor (ZAC) dada as altas temperaturas necessárias para ablar o material, bem como a presença de protuberâncias oriundas de uma zona refundida, que por se resfriarem rapidamente tendem a ter uma dureza mais elevada que a matriz do material, podendo agir como partículas de desgaste caso a superfície não seja polida. O uso de laser com pulsos menores, na ordem dos femto-segundos é uma solução para diminuir a ZAC e a zona refundida, contudo os equipamentos a laser com capacidade de pulsos tão diminutos tem custo mais elevado.

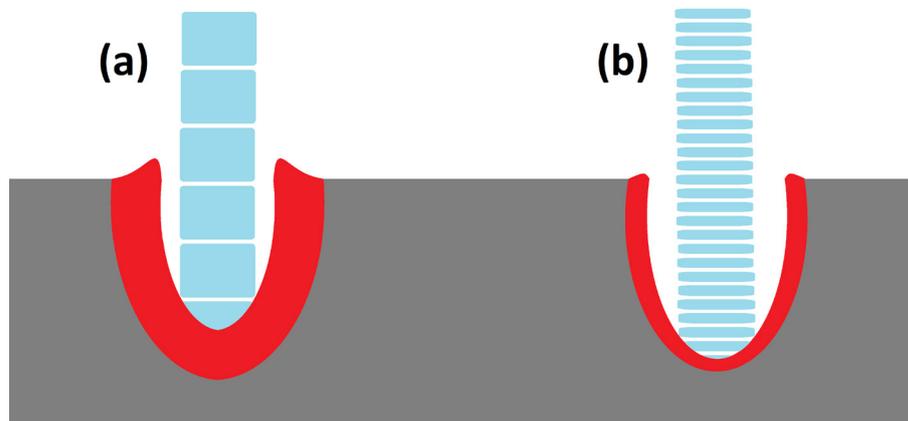


Figura 1. Ablação a laser. (a) Pulsos maiores resultam em maior ZAC bem como zona refundida protuberante. (b) Pulsos menores permitem uma menor ZAC e diminuição das zonas refundidas.

Como alternativa ao método de texturização superficial a laser Costa e Hutchings (2009) propuzeram o MECT, que por ser um método eletroquímico não produz ZAC nem zona refundida como o método a laser. Outra vantagem deste método é de não ser necessário a proteção seletiva nas regiões onde se deseja manter a topografia original das peças a serem texturizadas (mascaramento) visto que esta proteção é feita na ferramenta de trabalho. Como na maior parte dos processos de dissolução eletroquímica a equação que rege o fenômeno é a lei de Faraday, representada pela Eq. (1), que dita a quantidade de material que será dissolvida desde que 3 condições sejam atendidas: a valência dos íons produzidos deve ser conhecida, a dissolução iônica deve ser a única reação no ânodo e o metal deve ser removido apenas por dissolução e não por desintegração da ferramenta. Com base nesta equação fica claro que os parâmetros chave do processo são o tempo e a corrente impostos nos testes, contudo como a resistência elétrica do sistema é constante durante o teste, a tensão é variada no lugar da corrente, visto ser mais fácil encontrar fontes que variem a mesma. O aparato básico para se texturizar superficialmente amostras planas pelo MECT é apresentado na Fig. (2).

$$m = \left(\frac{It}{f}\right) \left(\frac{tM}{z}\right) \quad (1)$$

Onde:

m = massa da substância liberada em um eletrodo em gramas.

I = corrente elétrica constante inserida no sistema. t = tempo total em que a corrente é aplicada.

f = $96.485.\text{mol}^{-1}$, constante de Faraday.

M = Massa molar da substância.

z = Número de valência dos íons da substância.

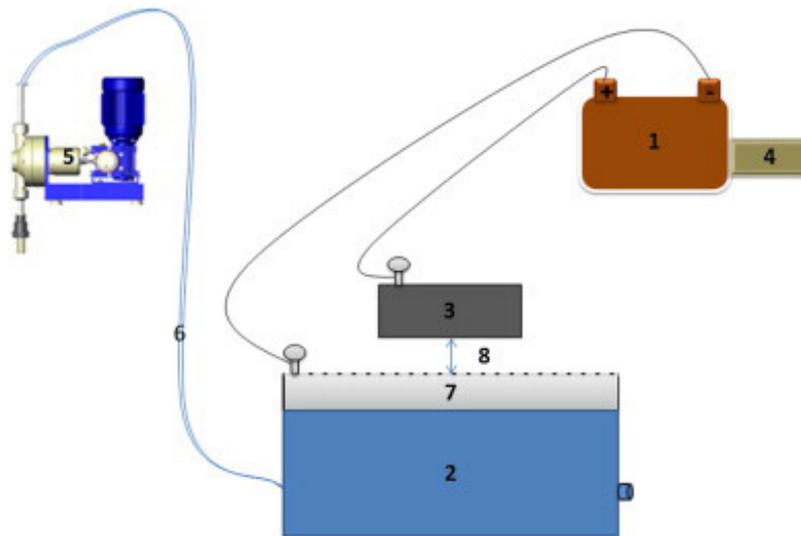
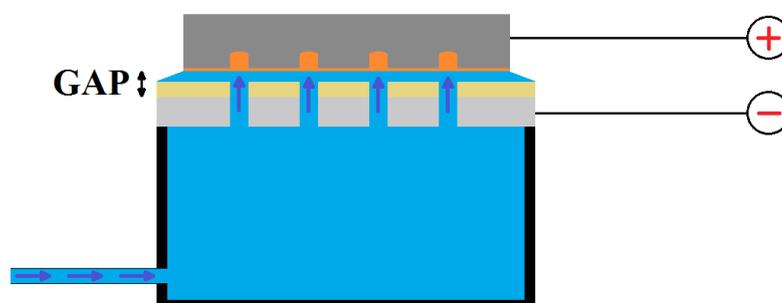


Figura 2. Aparato experimental utilizado na MECT (Parreira et al., 2012).

Uma fonte de voltagem contínua [1] fornece a corrente necessária para a dissolução eletroquímica, sendo o polo negativo conectado à ferramenta [7] e o positivo à peça a ser texturizada [3]. O eletrólito [2] é bombeado por uma tubulação 6 através de uma bomba peristáltica, entrando em contato com a peça [3] por meio de furos na ferramenta [7], escoando posteriormente pela distância entre a ferramenta e a peça (DFP) [8]. Um circuito eletrônico [4] é utilizado para pulsar a corrente, visando assim durante os pulsos não eletrizados limpar os produtos oriundos da dissolução anódica bem como arrefecer a superfície. Foram obtidos bons resultados para pulsos eletrizados de 3.2 ms intercalados por pulsos de limpeza e arrefecimento por 18.2 ms (Parreira et al., 2012), bem como com o uso de NaNO_3 (Costa e Hutchings, 2009) e NaCl (Parreira et al., 2012) como eletrólitos.

A Fig. (3) detalha o processo de usinagem eletroquímica envolvido neste método. Apesar de toda região em contato com o eletrólito ser atacada eletroquimicamente, a região diretamente atingida pelo fluxo de eletrólito sofre menor queda de potencial ôhmico do que as demais regiões, sofrendo assim maior dissolução.



- | | |
|---|---|
| ■ Eletrólito | ■ Isolante |
| ■ Fluxo de eletrólito | ■ Camada removida |
| ■ Ferramenta | ■ Peça |

2 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

Para realização dos testes foram utilizadas amostras de ferro fundido cinzento de matriz perlítica como mostrado na Fig. (4), os padrões a serem inseridos fora padrões em “V” os quais segundo Costa e Hutchings (2007) apresentam o melhor desempenho quanto a redução no atrito. O eletrólito utilizado foi o NaCl. Foram variadas tensões de 10, 20, 30, 40 e 50 V, sendo fixado um tempo de 30 segundos e uma DFP de 0,1 mm para todos os testes, verificando assim a influência da tensão nos padrões superficiais inseridos. Após texturizadas as amostras foram mapeadas por interferometria a laser para avaliação topográfica.

Dentre os resultados obtidos, os critérios para escolha da tensão mais efetiva para o processo foram: a rugosidade quadrática média (S_q) em regiões externas adjacentes aos padrões em “V” e a relação entre profundidade e largura (R_{pl}). Segundo Costa e Hutchings (2007) a relação entre a profundidade e a largura deve ser de aproximadamente 0,1 para ser atingida a melhor eficiência na redução de atrito.



Figura 4. Microestrutura dos corpos de prova.

Os resultados das interferometrias para as tensões de 10 e 20 V, 30 e 40V e 50 V são ilustrados respectivamente nas Figs. 5, 6, 7, 8 e 9.

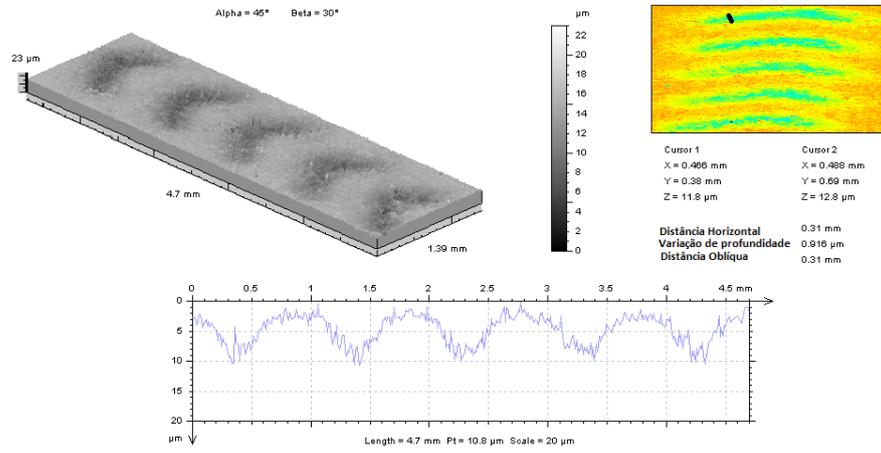


Figura 5. Resultados para: 10 V 30 s.

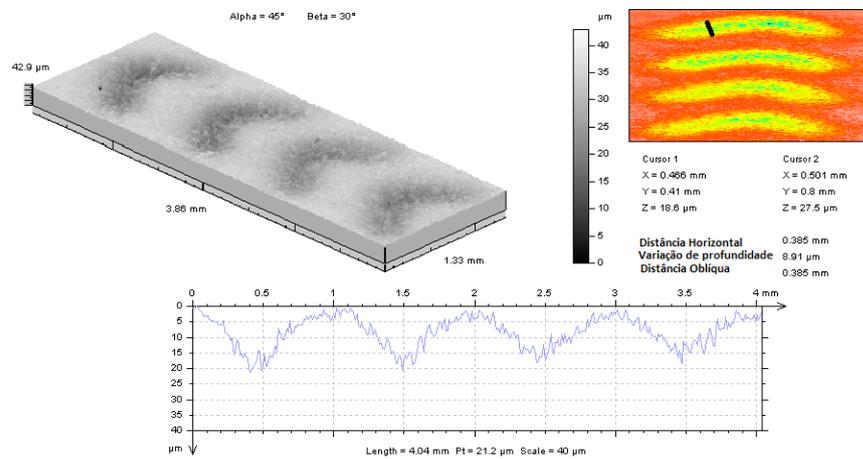


Figura 6. Resultados para 20 V e 30 s.

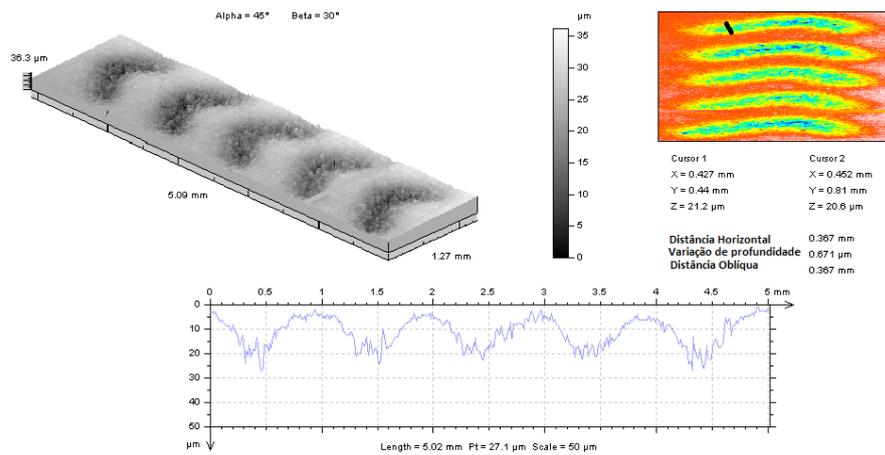


Figura 7. Resultados para 30 V e 30 s.

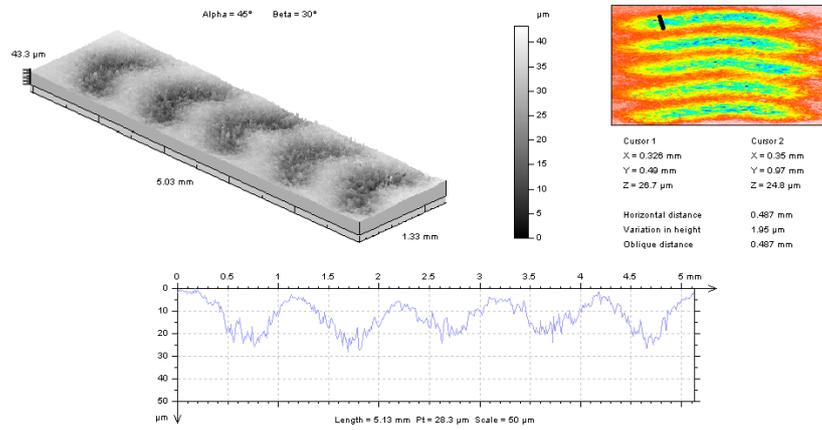


Figura 8. Resultados para 40 V e 30 s.

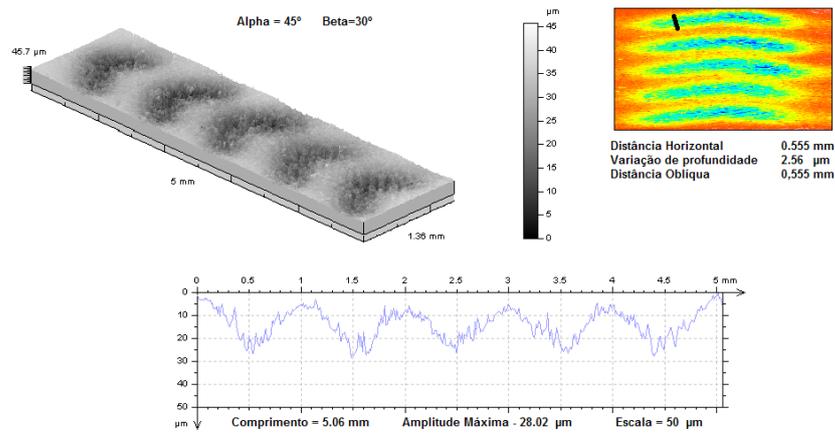


Figura 9. Resultados para 50 V e 30 s.

Os valores para os parâmetros de rugosidade média quadrática (S_q) e relação entre profundidade e largura dos padrões em “V” (R_{pl}) são exibidos na Tab. 1.

Tensão (V)	S_q (μm)	R_{pl}
10	0.591	0,032
20	0.912	0,042
30	0.947	0,052
40	1.44	0,041
50	1.53	0,036

Tabela 1. Valores para a rugosidade e relação entre profundidade e largura (R_{pl}) em relação a tensão.

Para uma tensão de 10 V observa-se o menor valor de S_q , espessura e profundidade entre os padrões em “V”. A pouca profundidade obtida (em torno de 10 μm) em relação a espessura fez com que este padrão obtivesse o pior resultado em relação a R_{pl} .

Com o aumento da tensão para 20 V houve um aumento na rugosidade e na largura, contudo o ganho em profundidade fez com que o valor de Rpl subisse para 0,042.

Para 30 V o aumento no Sq em relação a 20 V foi pequena se comparada com as demais variações entre tensões, tendo o Rpl subido para 0,052, o melhor valor entre os analisados.

Nas tensões de 40 e 50 V não se observou aumento significativo profundidade média que ficou em torno de 20 μm , a exceção de alguns vales mais profundos. A largura dos padrões inseridos aumentou consideravelmente em relação aos anteriores, o que levou a valores de Rpl de 0,041 e 0,036 respectivamente.

3 | CONCLUSÃO

Para a tensão de 10 V se obteve o melhor resultado referente a rugosidade e espessura dos padrões em “V”. O aumento na tensão resulta em um aumento na rugosidade e espessura dos padrões em “V”, sendo o aumento na rugosidade menos significativo quando se aumenta de 20 V para 30 V que para as demais variações de tensão.

A profundidade dos padrões inseridos aumenta com a tensão até atingir a estabilidade em um valor por volta de 20 μm na tensão de 30 V, sendo negligenciável o aumento da profundidade a exceção de alguns vales quando se aumenta a tensão para 40 e 50 V. Observa-se também um aumento expressivo na espessura dos padrões inseridos para tensões de 40 e 50 V. Este fato indica que para profundidades superiores a 20 μm , a queda de potencial elétrico faz com que a dissolução anódica seja menos eficiente, sendo então mais favorável a dissolução nas bordas dos padrões inseridos, aumentando por consequência a largura dos mesmos ao invés da profundidade.

4 | AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer à CAPES, CNPQ e FAPEMIG pelo apoio financeiro para a realização deste trabalho.

REFERÊNCIAS

COSTA, H.; HUTCHINGS, I. M. **Some innovative surface texturing techniques for tribological purposes**, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology, v. 229, n. 4, p. 429-448, April 1, 2015 2015.

COSTA, H.; HUTCHINGS, I. M. **Hydrodynamic lubrication of textured steel surfaces under reciprocating sliding conditions**, Tribology International, v. 40, n. 8, p. 1227-1238, 8// 2007. ISSN 0301-679X.

COSTA, H.; HUTCHINGS, I. M. **Development of a maskless electrochemical texturing method**, Journal of Materials Processing Technology, v. 209, n. 8, p. 3869-3878, 4/21/2009 2009. ISSN 0924-0136.

ETSION, I. **State of the Art in Laser Surface Texturing**, Journal of Tribology, v. 127, n. 1, p. 248-253, 2005. ISSN 07424787.

PARREIRA, J. G.; GALLO, C. A.; COSTA, H. L. **New advances on maskless electrochemical texturing (MECT) for tribological purposes**, Surface and Coatings Technology, v. 212, n. 0, p. 1-13, 11// 2012. ISSN 0257-8972.

TOMANIK, E. **Modelling the hydrodynamic support of cylinder bore and piston rings with laser textured surfaces**, Tribology International, v. 59, n. 0, p. 90-96, 3// 2013. ISSN 0301-679X.

SOBRE O ORGANIZADOR

Henrique Ajuz Holzmann - Professor da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR). Graduação em Tecnologia em Fabricação Mecânica e Engenharia Mecânica pela Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Mestre em Engenharia de Produção pela Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Doutorando em Engenharia e Ciência do Materiais pela Universidade Estadual de Ponta Grossa. Trabalha com os temas: Revestimentos resistentes a corrosão, Soldagem e Caracterização de revestimentos soldados.

Ricardo Vinicius Bubna Biscaia - Professor da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR). Graduado em Engenharia Mecânica pela Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Mestre em Engenharia Mecânica pela Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Doutorando em Engenharia de Produção pela UTFPR. Trabalha com os temas: análise microestrutural e de microdureza de ferramentas de usinagem, modelo de referência e processo de desenvolvimento de produto e gestão da manutenção.

Agência Brasileira do ISBN
ISBN 978-85-7247-248-7

