



Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta
(Organizadores)

A Aplicação do Conhecimento Científico na Engenharia Mecânica

2

Atena
Editora
Ano 2020



Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta
(Organizadores)

A Aplicação do Conhecimento Científico na Engenharia Mecânica

2

Atena
Editora
Ano 2020

Editora Chefe

Profª Drª Antonella Carvalho de Oliveira

Assistentes Editoriais

Natalia Oliveira

Bruno Oliveira

Flávia Roberta Barão

Bibliotecário

Maurício Amormino Júnior

Projeto Gráfico e Diagramação

Natália Sandrini de Azevedo

Camila Alves de Cremo

Karine de Lima Wisniewski

Luiza Alves Batista

Maria Alice Pinheiro

Imagens da Capa

Shutterstock

Edição de Arte

Luiza Alves Batista

Revisão

Os Autores

2020 by Atena Editora

Copyright © Atena Editora

Copyright do Texto © 2020 Os autores

Copyright da Edição © 2020 Atena Editora

Direitos para esta edição cedidos à Atena Editora pelos autores.



Todo o conteúdo deste livro está licenciado sob uma Licença de Atribuição *Creative Commons*. Atribuição 4.0 Internacional (CC BY 4.0).

O conteúdo dos artigos e seus dados em sua forma, correção e confiabilidade são de responsabilidade exclusiva dos autores, inclusive não representam necessariamente a posição oficial da Atena Editora. 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.

A Atena Editora não se responsabiliza por eventuais mudanças ocorridas nos endereços convencionais ou eletrônicos citados nesta obra.

Todos os manuscritos foram previamente submetidos à avaliação cega pelos pares, membros do Conselho Editorial desta Editora, tendo sido aprovados para a publicação.

Conselho Editorial

Ciências Humanas e Sociais Aplicadas

Prof. Dr. Álvaro Augusto de Borba Barreto – Universidade Federal de Pelotas

Prof. Dr. Alexandre Jose Schumacher – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Paraná

Prof. Dr. Américo Junior Nunes da Silva – Universidade do Estado da Bahia

Prof. Dr. Antonio Carlos Frasson – Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Prof. Dr. Antonio Gasparetto Júnior – Instituto Federal do Sudeste de Minas Gerais

Prof. Dr. Antonio Isidro-Filho – Universidade de Brasília

Prof. Dr. Carlos Antonio de Souza Moraes – Universidade Federal Fluminense
Profª Drª Cristina Gaio – Universidade de Lisboa
Prof. Dr. Daniel Richard Sant’Ana – Universidade de Brasília
Prof. Dr. Deyvison de Lima Oliveira – Universidade Federal de Rondônia
Profª Drª Dilma Antunes Silva – Universidade Federal de São Paulo
Prof. Dr. Edvaldo Antunes de Farias – Universidade Estácio de Sá
Prof. Dr. Elson Ferreira Costa – Universidade do Estado do Pará
Prof. Dr. Eloi Martins Senhora – Universidade Federal de Roraima
Prof. Dr. Gustavo Henrique Cepolini Ferreira – Universidade Estadual de Montes Claros
Profª Drª Ivone Goulart Lopes – Istituto Internazionale delle Figlie de Maria Ausiliatrice
Prof. Dr. Jadson Correia de Oliveira – Universidade Católica do Salvador
Prof. Dr. Julio Candido de Meirelles Junior – Universidade Federal Fluminense
Profª Drª Lina Maria Gonçalves – Universidade Federal do Tocantins
Prof. Dr. Luis Ricardo Fernandes da Costa – Universidade Estadual de Montes Claros
Profª Drª Natiéli Piovesan – Instituto Federal do Rio Grande do Norte
Prof. Dr. Marcelo Pereira da Silva – Pontifícia Universidade Católica de Campinas
Profª Drª Maria Luzia da Silva Santana – Universidade Federal de Mato Grosso do Sul
Profª Drª Paola Andressa Scortegagna – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Profª Drª Rita de Cássia da Silva Oliveira – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Prof. Dr. Rui Maia Diamantino – Universidade Salvador
Prof. Dr. Urandi João Rodrigues Junior – Universidade Federal do Oeste do Pará
Profª Drª Vanessa Bordin Viera – Universidade Federal de Campina Grande
Prof. Dr. William Cleber Domingues Silva – Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro
Prof. Dr. Willian Douglas Guilherme – Universidade Federal do Tocantins

Ciências Agrárias e Multidisciplinar

Prof. Dr. Alexandre Igor Azevedo Pereira – Instituto Federal Goiano
Profª Drª Carla Cristina Bauermann Brasil – Universidade Federal de Santa Maria
Prof. Dr. Antonio Pasqualetto – Pontifícia Universidade Católica de Goiás
Prof. Dr. Cleberton Correia Santos – Universidade Federal da Grande Dourados
Profª Drª Daiane Garabeli Trojan – Universidade Norte do Paraná
Profª Drª Diocléa Almeida Seabra Silva – Universidade Federal Rural da Amazônia
Prof. Dr. Écio Souza Diniz – Universidade Federal de Viçosa
Prof. Dr. Fábio Steiner – Universidade Estadual de Mato Grosso do Sul
Prof. Dr. Fágner Cavalcante Patrocínio dos Santos – Universidade Federal do Ceará
Profª Drª Girlene Santos de Souza – Universidade Federal do Recôncavo da Bahia
Prof. Dr. Jael Soares Batista – Universidade Federal Rural do Semi-Árido
Prof. Dr. Júlio César Ribeiro – Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro
Profª Drª Lina Raquel Santos Araújo – Universidade Estadual do Ceará
Prof. Dr. Pedro Manuel Villa – Universidade Federal de Viçosa
Profª Drª Raissa Rachel Salustriano da Silva Matos – Universidade Federal do Maranhão
Prof. Dr. Ronilson Freitas de Souza – Universidade do Estado do Pará
Profª Drª Talita de Santos Matos – Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro
Prof. Dr. Tiago da Silva Teófilo – Universidade Federal Rural do Semi-Árido
Prof. Dr. Valdemar Antonio Paffaro Junior – Universidade Federal de Alfenas

Ciências Biológicas e da Saúde

Prof. Dr. André Ribeiro da Silva – Universidade de Brasília
Prof^ª Dr^ª Anelise Levay Murari – Universidade Federal de Pelotas
Prof. Dr. Benedito Rodrigues da Silva Neto – Universidade Federal de Goiás
Prof^ª Dr^ª Débora Luana Ribeiro Pessoa – Universidade Federal do Maranhão
Prof. Dr. Douglas Siqueira de Almeida Chaves -Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro
Prof. Dr. Edson da Silva – Universidade Federal dos Vales do Jequitinhonha e Mucuri
Prof^ª Dr^ª Eleuza Rodrigues Machado – Faculdade Anhanguera de Brasília
Prof^ª Dr^ª Elane Schwinden Prudêncio – Universidade Federal de Santa Catarina
Prof^ª Dr^ª Eysler Gonçalves Maia Brasil – Universidade da Integração Internacional da Lusofonia Afro-Brasileira
Prof. Dr. Ferlando Lima Santos – Universidade Federal do Recôncavo da Bahia
Prof^ª Dr^ª Gabriela Vieira do Amaral – Universidade de Vassouras
Prof. Dr. Gianfábio Pimentel Franco – Universidade Federal de Santa Maria
Prof. Dr. Helio Franklin Rodrigues de Almeida – Universidade Federal de Rondônia
Prof^ª Dr^ª Iara Lúcia Tescarollo – Universidade São Francisco
Prof. Dr. Igor Luiz Vieira de Lima Santos – Universidade Federal de Campina Grande
Prof. Dr. Jefferson Thiago Souza – Universidade Estadual do Ceará
Prof. Dr. Jesus Rodrigues Lemos – Universidade Federal do Piauí
Prof. Dr. Jônatas de França Barros – Universidade Federal do Rio Grande do Norte
Prof. Dr. José Max Barbosa de Oliveira Junior – Universidade Federal do Oeste do Pará
Prof. Dr. Luís Paulo Souza e Souza – Universidade Federal do Amazonas
Prof^ª Dr^ª Magnólia de Araújo Campos – Universidade Federal de Campina Grande
Prof. Dr. Marcus Fernando da Silva Praxedes – Universidade Federal do Recôncavo da Bahia
Prof^ª Dr^ª Mylena Andréa Oliveira Torres – Universidade Ceuma
Prof^ª Dr^ª Natiéli Piovesan – Instituto Federaci do Rio Grande do Norte
Prof. Dr. Paulo Inada – Universidade Estadual de Maringá
Prof. Dr. Rafael Henrique Silva – Hospital Universitário da Universidade Federal da Grande Dourados
Prof^ª Dr^ª Regiane Luz Carvalho – Centro Universitário das Faculdades Associadas de Ensino
Prof^ª Dr^ª Renata Mendes de Freitas – Universidade Federal de Juiz de Fora
Prof^ª Dr^ª Vanessa Lima Gonçalves – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Prof^ª Dr^ª Vanessa Bordin Viera – Universidade Federal de Campina Grande

Ciências Exatas e da Terra e Engenharias

Prof. Dr. Adélio Alcino Sampaio Castro Machado – Universidade do Porto
Prof. Dr. Alexandre Leite dos Santos Silva – Universidade Federal do Piauí
Prof. Dr. Carlos Eduardo Sanches de Andrade – Universidade Federal de Goiás
Prof^ª Dr^ª Carmen Lúcia Voigt – Universidade Norte do Paraná
Prof. Dr. Douglas Gonçalves da Silva – Universidade Estadual do Sudoeste da Bahia
Prof. Dr. Eloi Rufato Junior – Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Prof. Dr. Fabrício Menezes Ramos – Instituto Federal do Pará
Prof^ª Dra. Jéssica Verger Nardeli – Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho
Prof. Dr. Juliano Carlo Rufino de Freitas – Universidade Federal de Campina Grande
Prof^ª Dr^ª Luciana do Nascimento Mendes – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Norte
Prof. Dr. Marcelo Marques – Universidade Estadual de Maringá

Profª Drª Neiva Maria de Almeida – Universidade Federal da Paraíba
Profª Drª Natiéli Piovesan – Instituto Federal do Rio Grande do Norte
Prof. Dr. Takeshy Tachizawa – Faculdade de Campo Limpo Paulista

Linguística, Letras e Artes

Profª Drª Adriana Demite Stephani – Universidade Federal do Tocantins
Profª Drª Angeli Rose do Nascimento – Universidade Federal do Estado do Rio de Janeiro
Profª Drª Carolina Fernandes da Silva Mandaji – Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Profª Drª Denise Rocha – Universidade Federal do Ceará
Prof. Dr. Fabiano Tadeu Grazioli – Universidade Regional Integrada do Alto Uruguai e das Missões
Prof. Dr. Gilmei Fleck – Universidade Estadual do Oeste do Paraná
Profª Drª Keyla Christina Almeida Portela – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Paraná
Profª Drª Miranilde Oliveira Neves – Instituto de Educação, Ciência e Tecnologia do Pará
Profª Drª Sandra Regina Gardacho Pietrobon – Universidade Estadual do Centro-Oeste
Profª Drª Sheila Marta Carregosa Rocha – Universidade do Estado da Bahia

Conselho Técnico Científico

Prof. Me. Abrãao Carvalho Nogueira – Universidade Federal do Espírito Santo
Prof. Me. Adalberto Zorzo – Centro Estadual de Educação Tecnológica Paula Souza
Prof. Me. Adalto Moreira Braz – Universidade Federal de Goiás
Prof. Dr. Adaylson Wagner Sousa de Vasconcelos – Ordem dos Advogados do Brasil/Seccional Paraíba
Prof. Dr. Adilson Tadeu Basquerote Silva – Universidade para o Desenvolvimento do Alto Vale do Itajaí
Prof. Me. Alexsandro Teixeira Ribeiro – Centro Universitário Internacional
Prof. Me. André Flávio Gonçalves Silva – Universidade Federal do Maranhão
Profª Ma. Anne Karynne da Silva Barbosa – Universidade Federal do Maranhão
Profª Drª Andrezza Lopes – Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento Acadêmico
Profª Drª Andrezza Miguel da Silva – Faculdade da Amazônia
Prof. Dr. Antonio Hot Pereira de Faria – Polícia Militar de Minas Gerais
Prof. Me. Armando Dias Duarte – Universidade Federal de Pernambuco
Profª Ma. Bianca Camargo Martins – UniCesumar
Profª Ma. Carolina Shimomura Nanya – Universidade Federal de São Carlos
Prof. Me. Carlos Antônio dos Santos – Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro
Prof. Ma. Cláudia de Araújo Marques – Faculdade de Música do Espírito Santo
Profª Drª Cláudia Taís Siqueira Cagliari – Centro Universitário Dinâmica das Cataratas
Prof. Me. Clécio Danilo Dias da Silva – Universidade Federal do Rio Grande do Norte
Prof. Me. Daniel da Silva Miranda – Universidade Federal do Pará
Profª Ma. Daniela da Silva Rodrigues – Universidade de Brasília
Profª Ma. Daniela Remião de Macedo – Universidade de Lisboa
Profª Ma. Dayane de Melo Barros – Universidade Federal de Pernambuco
Prof. Me. Douglas Santos Mezacas – Universidade Estadual de Goiás
Prof. Me. Edevaldo de Castro Monteiro – Embrapa Agrobiologia
Prof. Me. Eduardo Gomes de Oliveira – Faculdades Unificadas Doctum de Cataguases
Prof. Me. Eduardo Henrique Ferreira – Faculdade Pitágoras de Londrina

Prof. Dr. Edwaldo Costa – Marinha do Brasil
Prof. Me. Eliel Constantino da Silva – Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita
Prof. Me. Ernane Rosa Martins – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Goiás
Prof. Me. Euvaldo de Sousa Costa Junior – Prefeitura Municipal de São João do Piauí
Profª Ma. Fabiana Coelho Couto Rocha Corrêa – Centro Universitário Estácio Juiz de Fora
Prof. Dr. Fabiano Lemos Pereira – Prefeitura Municipal de Macaé
Prof. Me. Felipe da Costa Negrão – Universidade Federal do Amazonas
Profª Drª Germana Ponce de Leon Ramírez – Centro Universitário Adventista de São Paulo
Prof. Me. Gevair Campos – Instituto Mineiro de Agropecuária
Prof. Dr. Guilherme Renato Gomes – Universidade Norte do Paraná
Prof. Me. Gustavo Krahl – Universidade do Oeste de Santa Catarina
Prof. Me. Helton Rangel Coutinho Junior – Tribunal de Justiça do Estado do Rio de Janeiro
Profª Ma. Isabelle Cerqueira Sousa – Universidade de Fortaleza
Profª Ma. Jaqueline Oliveira Rezende – Universidade Federal de Uberlândia
Prof. Me. Javier Antonio Albornoz – University of Miami and Miami Dade College
Prof. Me. Jhonatan da Silva Lima – Universidade Federal do Pará
Prof. Dr. José Carlos da Silva Mendes – Instituto de Psicologia Cognitiva, Desenvolvimento Humano e Social
Prof. Me. Jose Elyton Batista dos Santos – Universidade Federal de Sergipe
Prof. Me. José Luiz Leonardo de Araujo Pimenta – Instituto Nacional de Investigación Agropecuaria Uruguay
Prof. Me. José Messias Ribeiro Júnior – Instituto Federal de Educação Tecnológica de Pernambuco
Profª Drª Juliana Santana de Curcio – Universidade Federal de Goiás
Profª Ma. Juliana Thaisa Rodrigues Pacheco – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Profª Drª Kamilly Souza do Vale – Núcleo de Pesquisas Fenomenológicas/UFPA
Prof. Dr. Kárpio Márcio de Siqueira – Universidade do Estado da Bahia
Profª Drª Karina de Araújo Dias – Prefeitura Municipal de Florianópolis
Prof. Dr. Lázaro Castro Silva Nascimento – Laboratório de Fenomenologia & Subjetividade/UFPR
Prof. Me. Leonardo Tullio – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Profª Ma. Lillian Coelho de Freitas – Instituto Federal do Pará
Profª Ma. Liliani Aparecida Sereno Fontes de Medeiros – Consórcio CEDERJ
Profª Drª Lívia do Carmo Silva – Universidade Federal de Goiás
Prof. Dr. Lucio Marques Vieira Souza – Secretaria de Estado da Educação, do Esporte e da Cultura de Sergipe
Prof. Me. Luis Henrique Almeida Castro – Universidade Federal da Grande Dourados
Prof. Dr. Luan Vinicius Bernardelli – Universidade Estadual do Paraná
Prof. Dr. Michel da Costa – Universidade Metropolitana de Santos
Prof. Dr. Marcelo Máximo Purificação – Fundação Integrada Municipal de Ensino Superior
Prof. Me. Marcos Aurelio Alves e Silva – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo
Profª Ma. Maria Elanny Damasceno Silva – Universidade Federal do Ceará
Profª Ma. Marileila Marques Toledo – Universidade Federal dos Vales do Jequitinhonha e Mucuri
Prof. Me. Ricardo Sérgio da Silva – Universidade Federal de Pernambuco
Profª Ma. Renata Luciane Polsaque Young Blood – UniSecal

Prof. Me. Robson Lucas Soares da Silva – Universidade Federal da Paraíba
Prof. Me. Sebastião André Barbosa Junior – Universidade Federal Rural de Pernambuco
Profª Ma. Silene Ribeiro Miranda Barbosa – Consultoria Brasileira de Ensino, Pesquisa e Extensão
Profª Ma. Solange Aparecida de Souza Monteiro – Instituto Federal de São Paulo
Prof. Me. Tallys Newton Fernandes de Matos – Faculdade Regional Jaguaribana
Profª Ma. Thatianny Jasmine Castro Martins de Carvalho – Universidade Federal do Piauí
Prof. Me. Tiago Silvio Dedoné – Colégio ECEL Positivo
Prof. Dr. Welleson Feitosa Gazel – Universidade Paulista

Editora Chefe: Profª Drª Antonella Carvalho de Oliveira
Bibliotecário Maurício Amormino Júnior
Diagramação: Luiza Alves Batista
Edição de Arte: Luiza Alves Batista
Revisão: Os Autores
Organizadores: Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta

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

A639 A aplicação do conhecimento científico na engenharia mecânica 2 [recurso eletrônico] / Organizadores Henrique Ajuz Holzmann, João Dallamuta. – Ponta Grossa, PR: Atena, 2020.

Formato: PDF

Requisitos de sistema: Adobe Acrobat Reader

Modo de acesso: World Wide Web

ISBN 978-65-5706-376-7

DOI 10.22533/at.ed.767201109

1. Automação industrial. 2. Engenharia mecânica – Pesquisa – Brasil. 3. Produtividade industrial. 4. Tecnologia. I. Holzmann, Henrique Ajuz. II. Dallamuta, João.

Elaborado por Maurício Amormino Júnior – CRB6/2422

Atena Editora

Ponta Grossa – Paraná – Brasil

Telefone: +55 (42) 3323-5493

www.atenaeditora.com.br

contato@atenaeditora.com.br

APRESENTAÇÃO

A Engenharia Mecânica pode ser definida como o ramo da engenharia que aplica os princípios de física e ciência dos materiais para a concepção, análise, fabricação e manutenção de sistemas mecânicos. Nos dias atuais a busca pela redução de custos, aliado a qualidade final dos produtos é um marco na sobrevivência das empresas. Nesta obra é conciliada duas atividades essenciais a um engenheiro mecânico: Projetos e Simulação.

A área de projetos, simulação bem como o desenvolvimento de novo materiais vem ganhando amplo destaque, pois através de simulações pode-se otimizar os projetos realizados, reduzindo o tempo de execução, a utilização de materiais e os custos finais.

Outra área de grande importância é o estudo das naturezas térmicas, pois devido a mudanças significativas no meio ambiente, gradientes cada vez maiores de amplitude térmica vêm sendo registrados. Estes afetem diretamente a processos, previsões de para projetos e ainda aos custos finais de produtos.

Dessa forma, são apresentados trabalhos teóricos e resultados práticos de diferentes formas de aplicação e abordagens nos projetos dentro da grande área das engenharias. Trabalhos envolvendo simulações devido a inserção de novos softwares dedicados a áreas específicas, auxiliando o projetista em suas funções. Sabe-los utilizar de uma maneira eficaz e eficiente é um dos desafios dos novos engenheiros.

Neste livro são apresentados vários trabalhos, alguns com resultados práticos, sobre simulações em vários campos da engenharia industrial, elementos de maquinas e projetos de bancadas práticas.

Um compendio de temas e abordagens que constituem a base de conhecimento de profissionais que se dedicam a projetar e fabricar sistemas mecânicos e industriais.

De abordagem objetiva, a obra se mostra de grande relevância para graduandos, alunos de pós-graduação, docentes e profissionais, apresentando temáticas e metodologias diversificadas, em situações reais.

Boa leitura!

Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1..... 1

AVALIAÇÃO DA APLICABILIDADE DE EQUAÇÃO TEÓRICA NA PREDIÇÃO DE RUGOSIDADE DO AÇO ABNT 1045 SUBMETIDO AO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

Mayara Fernanda Pereira

Bruno Souza Abrão

Rosemar Batista da Silva

DOI 10.22533/at.ed.7672011091

CAPÍTULO 2..... 8

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO N2711 APÓS RETIFICAÇÃO COM REBOLO DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO

Henrique Butzlaff Hübner

Rosemar Batista da Silva

Marcus Antônio Viana Duarte

Eduardo Carlos Bianchi

DOI 10.22533/at.ed.7672011092

CAPÍTULO 3..... 15

AVALIAÇÃO DA RUGOSIDADE DO INCONEL 718 APÓS RETIFICAÇÃO COM REBOLOS DE DIFERENTES ABRASIVOS CONVENCIONAIS

Rodrigo de Souza Ruzzi

Raphael Lima de Paiva

Otávio de Souza Ruzzi

Rosemar Batista da Silva

DOI 10.22533/at.ed.7672011093

CAPÍTULO 4..... 22

AVALIAÇÃO DA RUGOSIDADE GERADA PELO PROCESSO DE JATEAMENTO EM DIFERENTES DISTÂNCIAS DO BOCAL À PEÇA

Henrique Butzlaff Hübner

Antonio Favero Filho

Freddy Alejandro Portillo Morales

Mayara Fernanda Pereira

Rosemar Batista da Silva

DOI 10.22533/at.ed.7672011094

CAPÍTULO 5..... 31

ENSAIO BALÍSTICO DE LAMINADOS DE AÇO PARA FUTURA APLICAÇÃO EM BLINDAGEM ADD-ON ESPAÇADA

João Pedro Inácio Varela

Ednaldo Gomes da Rocha Júnior

Wanderley Ferreira de Amorim Júnior

DOI 10.22533/at.ed.7672011095

CAPÍTULO 6..... 47

CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DE FILMES HÍBRIDOS BIODEGRADÁVEIS

COMPOSTOS POR FÉCULA DE BATATA (FB), GELATINA BOVINA (GB) E QUITOSANA (QT)

Francielle Cristine Pereira Gonçalves
Kristy Emanuel Silva Fontes
Elano Costa Silva
Arthur Domingos Mesquita De Moraes
Dyana Alves De Oliveira
Théo Martins De Alencar Paiva
Ricardo Alan Da Silva Vieira
Manoel Quirino da Silva Júnior
Francisco Leonardo Gomes de Menezes

DOI 10.22533/at.ed.7672011096

CAPÍTULO 7..... 60

REFLECTIVITY BEHAVIOR IN X-BAND OF MICROWAVE ABSORBERS BASED ON CU SUBSTITUTED NIZN SPINEL NANOCRYSTALLINE FERRITE

Valdirene Aparecida da Silva
Evandro Luis Nohara
Mirabel Cerqueira Rezende

DOI 10.22533/at.ed.7672011097

CAPÍTULO 8..... 71

DESENVOLVIMENTO DE PRÓTESE PERSONALIZADA DA ATM ATRAVÉS DA GERAÇÃO DE IMAGEM 3D BIOMECÂNICA A PARTIR DE TOMOGRAFIA

Rafael Ferreira Gregolin
Cecília Amélia de Carvalho Zavaglia
Ruís Camargo Tokimatsu
João Antônio Pereira
Bruna Beatriz de Paiva

DOI 10.22533/at.ed.7672011098

CAPÍTULO 9..... 81

PROJETO ROBUSTO DE CIRCUITO *SHUNT* RESSONANTE PARA ATENUAÇÃO PASSIVA DE VIBRAÇÕES EM VIGA COMPÓSITA

Lorrane Pereira Ribeiro
Antônio Marcos Gonçalves de Lima

DOI 10.22533/at.ed.7672011099

CAPÍTULO 10..... 93

ESTUDO COMPARATIVO DE DESEMPENHO ENTRE GLP E GNV EM GERADOR À COMBUSTÃO

Paulo Roberto Hahn
Jorge Luis Plácido de Borba
Marco Antônio Frölich
Moisés de Mattos Dias
Elienai Josias Brum Dutra
Monir Göethel Borba
Patrice Monteiro de Aquim

Eduardo Luis Schneider
José Lesina Cezar
Lirio Schaeffer

DOI 10.22533/at.ed.76720110910

CAPÍTULO 11 104

MODELAGEM DE ESCOAMENTOS GÁS-LÍQUIDO INTERMITENTES: CORRELAÇÕES PARA O COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Lucas Avosani
Luiz Eduardo Melo Lima

DOI 10.22533/at.ed.76720110911

CAPÍTULO 12..... 117

RADIAÇÃO TÉRMICA EM SUPERFÍCIES SELETIVAS

Gustavo César Pamplona de Sousa
Raimundo Nonato Calazans Duarte
Wanderley Ferreira de Amorim Júnior
Kelly Cristiane Gomes da Silva

DOI 10.22533/at.ed.76720110912

CAPÍTULO 13..... 128

RESOLUÇÃO DE PROBLEMAS DE CONTROLE ÓTIMO UTILIZANDO ALGORITMOS GENÉTICOS

Arthur Henrique Iasbeck
Fran Sérgio Lobato

DOI 10.22533/at.ed.76720110913

CAPÍTULO 14..... 139

CONSTRUÇÃO DO TEODOLITO CASEIRO:UMA ALTERNATIVA BARATA E EFICIENTE

Ronis Cley Fontes da Silva
Lourivan Carneiro de Souza

DOI 10.22533/at.ed.76720110914

CAPÍTULO 15..... 151

ANÁLISE DA POTÊNCIA ELÉTRICA NA RETIFICAÇÃO DO AÇO ENDURECIDO SAE 52100 EM DIFERENTES CONDIÇÕES DE CORTE

Raphael Lima de Paiva
Rodrigo de Souza Ruzzi
Otávio de Souza Ruzzi
Rosemar Batista da Silva

DOI 10.22533/at.ed.76720110915

SOBRE OS ORGANIZADORES 159

ÍNDICE REMISSIVO..... 160

CAPÍTULO 1

AVALIAÇÃO DA APLICABILIDADE DE EQUAÇÃO TEÓRICA NA PREDIÇÃO DE RUGOSIDADE DO AÇO ABNT 1045 SUBMETIDO AO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 03/06/2020

Mayara Fernanda Pereira

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/9571564835369283>

Bruno Souza Abrão

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/8991582410328510>

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/8157858526322556>

RESUMO: A crescente demanda por componentes com alta qualidade superficial e elevada produtividade têm norteado o estudo de processos de usinagem capazes de assegurar tais características. Assim, modelos teóricos vêm sendo desenvolvidos no sentido de verificar se os parâmetros de entrada selecionados ao processo permitem assegurar a qualidade desejada ao componente. Nesse sentido, o presente trabalho teve por finalidade comparar os resultados obtidos experimentalmente através de ensaios de retificação em amostras do aço ABNT 1045, com um modelo teórico de predição de rugosidade. A partir da análise dos resultados verificou-se que

em condições severas de retificação ($a_g = 40 \mu\text{m}$) o modelo teórico adotado mostrou-se eficiente na predição da rugosidade média da superfície.

PALAVRAS – CHAVE: Retificação, Modelo teórico, Rugosidade.

EVALUATION OF APPLICABILITY OF THEORETICAL EQUATION IN ROUGHNESS PREDICTION OF ABNT 1045 STEEL SUBMITTED TO GRINDING PROCESS

ABSTRACT: The growing demand for components with high surface quality and productivity have guided studies about machining processes whose are capable to ensure those characteristics. Therefore, theoretical models have been developed in order to verify of input parameters selected allow to ensure the desired quality to machined components. In this sense, the presente work aimed to compare the results obtained through a surface roughness theoretical model with those obtained after ABNT 1045 steel grinding trials. From anallized results it was possible to affirm that under severe grinding conditions ($a_g = 40 \mu\text{m}$) theoretical model proved to be efficient to predict average surface roughness.

KEYWORDS: Grinding, Theoretical model, Roughness.

1 | INTRODUÇÃO

Na indústria metal mecânica frequentemente recorre-se ao uso de processos de usinagem com ferramentas de geometria não

definida, como é o caso da retificação que, permite assegurar aos componentes usinados uma combinação única entre tolerâncias dimensionais reduzidas aliadas a tolerâncias de forma estreitas (Malkin e Guo, 2008). Essa combinação de propriedades é alcançada mediante as características e os parâmetros do processo. Na retificação, a ferramenta de corte ou rebolo é composto por inúmeras partículas não metálicas, de dimensões reduzidas e multicortantes que executam a remoção de material sob a forma de cavacos (Klocke, 2009). Durante a realização do processo, as partículas abrasivas adentram na superfície da peça a baixos valores de penetração de trabalho (na ordem de micrometros) sendo que esta combinação de parâmetros assegura que uma baixa espessura de material seja removida e, conseqüentemente, sulcos nas superfícies sejam da ordem de micrometros (Jackson e Davim, 2011).

Dessa forma, um dos principais parâmetros de saída avaliados em amostras retificadas é a rugosidade, considerada como um importante parâmetro para averiguar a integridade superficial de amostras retificadas (Malkin e Guo, 2008). Alguns pesquisadores afirmam que é possível utilizar-se de modelos que envolvem parâmetros de retificação para prever a rugosidade a ser proporcionada na peça retificada e assim, comparar com os valores obtidos experimentalmente. Entretanto, em razão das inúmeras variáveis que podem afetar a retificação, existem diversos modelos teóricos para esta finalidade. Segundo Malkin (2012) e Saad et al. (2010), a predição dos valores de rugosidade pode auxiliar na correta escolha dos parâmetros de corte a fim de que o acabamento superficial desejado seja alcançado. Ainda segundo Malkin (2012), quando um dressador de ponta única é empregado ao longo da dressagem (afiação) do rebolo abrasivo, a rugosidade R_a da superfície a ser obtida é dependente de duas constantes empíricas R_2 e a_d , da espessura de material não removido (h_{eq}) e, da largura de atuação do dressador (b_d), profundidade de dressagem (a_d) e do grau de recobrimento do rebolo (U_d), Eq. 1.

$$R_a = R_2 \cdot \left(\frac{b_d}{U_d}\right)^{0,5} \cdot a_d^{0,25} \cdot \left(\frac{V_w \cdot a_e}{V_s}\right)^x \quad (1)$$

Nesse sentido, em um trabalho desenvolvido por Paiva et al. (2017) os autores buscaram realizar uma validação experimental de um modelo teórico para predição de valores de rugosidade com base na Eq. 1, ou seja, para verificar quão próximos ou não estariam os valores teóricos de rugosidade dos valores experimentais alcançados após a retificação plana tangencial dos aços inoxidável VP 80 e para moldes VP ATLAS com rebolo de óxido de alumínio (AA46K6V), sob diferentes concentrações de fluido sintético diluído em água (3 % e 8 %). De acordo com os autores, sob a condição de maior penetração de trabalho $a_o = 25 \mu\text{m}$, uma velocidade de corte de 35 m/s, uma velocidade da peça de 10 m/

min, uma largura de atuação do dressador $b_d = 0,6928$ mm e um grau de recobrimento $U_d = 5$, levando-se em consideração que os parâmetros $R_2 = 0,44$ e $x = 0,56$ são empíricos e pré-definidos para um aço 1080 de referência, os autores obtiveram a partir da Eq. 1 que $R_a = 0,39 \mu\text{m}$, cerca de 30 % maior do que o obtido experimentalmente sob a concentração de fluido de 3 %.

Em outro estudo desenvolvido por Khare e Agarwal (2015), os autores buscaram desenvolver um modelo que pudesse prever a rugosidade de um aço AISI 4340 retificado, como vias a selecionar os melhores parâmetros e condições de corte a fim de obter-se o melhor acabamento superficial possível. Nos ensaios, utilizou-se um rebolo de óxido de alumínio, velocidade de corte de 36,6 m/s, três penetrações de trabalho ($5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$ e $15 \mu\text{m}$) e três velocidades da peça (5 m/min, 10 m/min e 15 m/min). Como resultados, os autores relataram que os valores de rugosidade obtidos experimentalmente foram praticamente iguais aos obtidos analiticamente ($R_a = 0,32 \mu\text{m}$) ao empregarem a velocidade da peça de 5 m/min e $a_e = 10 \mu\text{m}$. Contudo, com o aumento da velocidade da peça, os valores experimentais foram inferiores aos obtidos analiticamente, $0,56 \mu\text{m}$ e $0,65 \mu\text{m}$ respectivamente. Segundo os autores, essa diferença entre os resultados não foi tão expressiva, o que permite afirmar que o modelo desenvolvido foi eficiente em termos de determinação da rugosidade.

Nesse sentido, o presente trabalho tem por finalidade averiguar se modelos matemáticos são eficazes ou não para predição de valores de rugosidade em amostras retificadas do aço ABNT 1045.

2 | METODOLOGIA

Os ensaios experimentais de retificação foram realizados em uma retificadora plana tangencial, modelo P36, do fabricante MELLO S.A, com potência de 3 hp (2,24 kW), uma rotação de eixo igual a 2400 rpm. Como ferramenta de corte foi empregada um rebolo de óxido de alumínio branco, com especificação ART 38A60JVH, de dimensões iguais a 254,0 mm de diâmetro externo, por 25,4 mm de espessura e 76,0 mm de diâmetro interno, e que foi fabricado pela empresa Norton - Saint Gobain Abrasives. A velocidade de corte (V_s) selecionada foi de 31,9 m/s enquanto que os parâmetros de entrada variados foram a velocidade da peça (V_w) (5 m/min e 7,5 m/min) e a penetração de trabalho ($20 \mu\text{m}$ e $40 \mu\text{m}$). Os ensaios foram feitos na presença de fluido de corte sintético, Grindex 10, diluído em água a uma proporção 1:19, correspondente ao BRIX = 3,2 %. Esta concentração foi verificada com um refratômetro N1, ATAGO antes de cada teste. O bocal através do qual o fluido de corte escoava foi posicionado a uma distância horizontal de 83 mm e uma distância vertical de 103 mm a fim de que o fluido de corte tangenciasse a superfície do rebolo. Para tanto, adotou-se uma vazão de fluido $V_f = 8,57$ L/min.

As amostras retificadas são todas compostas do aço ABNT 1045 (220 HB) e foram seccionadas para atingir as seguintes dimensões: 19,0 mm de altura x 19,0 mm de espessura x 47,6 mm de comprimento. Antes de cada ensaio de retificação o rebolo foi dressado com um dressador do tipo *fliesen*, com b_g constante e igual a 0,8, posicionado sobre a mesa da máquina retificadora de tal forma a percorrer transversalmente à largura do rebolo, 5 passes de dressagem cada um a uma profundidade a_g de 20 μm , o que configura um grau de recobrimento $U_d = 5$.

Após os ensaios de retificação, foram avaliados os parâmetros de rugosidade R_a e R_t em cada uma das amostras do aço ABNT 1045. Para a realização das medições foi empregado um rugosímetro portátil da marca Mitutoyo, modelo SJ201P, de resolução igual a 0,01 μm , para o qual adotou-se um comprimento de onda do filtro (*cut-off*) de 0,8 mm e um comprimento de avaliação igual a 5 mm. O apalpador do rugosímetro foi posicionado de tal forma a percorrer transversalmente ao sentido de retificação três regiões distintas para a aquisição dos valores de rugosidade. A partir destes resultados, foi calculada a média e o desvio padrão das medições. Já os valores de rugosidade analíticos foram obtidos a partir da Eq. 1 (sendo utilizado na equação $R_2 = 0,44$ e $x = 0,56$), que foram confrontadas com os valores mensurados nas amostras retificadas, para que assim fosse possível averiguar a validade ou não do modelo matemático na predição dos valores de rugosidade.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na Figura 1a e 1b são apresentados os resultados experimentais de rugosidade R_a e R_t , respectivamente, em função da penetração de trabalho (a_e) e da velocidade da peça (V_w). O aumento tanto de a_e quanto de V_w resultaram na elevação dos valores para os dois parâmetros de rugosidade avaliados. Segundo Rowe (2014), este comportamento é explicado com base na espessura equivalente de corte (h_{eq}). O parâmetro h_{eq} é diretamente proporcional às variáveis a_e e V_w , sendo, portanto, o aumento destas responsável pelo incremento da espessura equivalente de corte, que por sua vez implica na elevação da tensão entre os grãos abrasivos. Como consequência, haverá aumento dos esforços de corte e dos valores de rugosidade do componente retificado.

Além disso, a variação da velocidade da peça resultou em um aumento de 442% no parâmetro R_a , mostrando-se assim mais significativo que a variação da penetração de trabalho que resultou em aumento de 282%. Com relação ao parâmetro R_t essas variações percentuais foram de 450% (velocidade da peça) e 212% (penetração de trabalho).

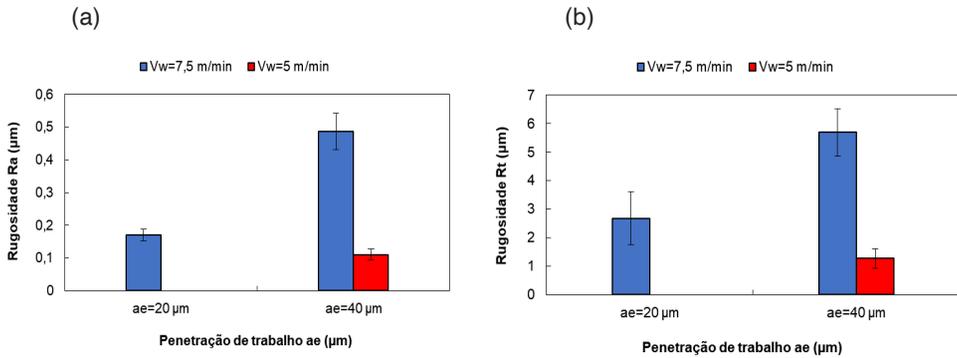


Figura 1 - Parâmetros de rugosidade em função da velocidade da peça (V_w) e da penetração de trabalho (a_e): a) R_a e b) R_t .

Na Tabela 1 são apresentados os valores teóricos de rugosidade R_a obtidos por meio da utilização da Equação 1. Ao comparar os valores obtidos na Tabela 1 com aqueles apresentados nas Figura 1a e 1b, observa-se que apenas para a condição de corte mais severa, representado por $V_w = 7,5$ m/min e $a_e = 40$ µm, os resultados obtidos analiticamente são bem similares aos obtidos através de ensaios experimentais de retificação.

Desta forma é possível constatar a grande dificuldade no desenvolvimento de modelos teóricos que sejam válidos para uma ampla faixa de condições tendo em vista as diversas variáveis do processo (características dos rebolos abrasivos, material da peça de trabalho, parâmetros de corte, condições de lubri-refrigeração, dentre outros) que podem afetar a qualidade superficial do componente retificado. Neste sentido, diversos autores têm proposto equações teóricas, sempre buscando aprimorar as já estabelecidas, mediante o estudo das variáveis de maior influência para a retificação (ZHOU e XI, 2002; HECKER e LIANG, 2003; KHARE e AGARWAL, 2015).

	$a_e = 20$ µm	$a_e = 40$ µm
$V_w = 5$ m/min	-	0,3902 µm
$V_w = 7,5$ m/min	0,3322 µm	0,4897 µm

Tabela 1: Valores teóricos de rugosidade R_a de acordo com a Equação 1.

4 | CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos após a retificação do aço ABNT 1045 sob diferentes condições de corte, as seguintes conclusões podem ser obtidas:

- O aumento da penetração de trabalho e da velocidade da peça resultaram no aumento dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t obtidos experimentalmente, sendo que a variação da velocidade da peça mostrou-se mais significativa para os parâmetros de rugosidade avaliados do que a penetração de trabalho;

- A equação teórica de rugosidade só foi válida para a condição de corte mais severa ($V_w = 7,5$ m/min e $a_g = 40$ μ m) indicando dificuldade em se propor modelos teóricos que sejam aplicáveis para a retificação em razão da elevada quantidade de variáveis que influenciam o processo.

AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001. Os autores também gostariam de agradecer a todos os integrantes do LEPU e LUC da FEMEC-UFU pelo apoio durante o desenvolvimento deste trabalho, como também ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UFU pelo apoio financeiro concedido. Os autores agradecem ainda às empresas Saint-Gobain Abrasivos da América do Sul, Blaser Swissslube e Tupy Fundições pelas doações do rebolo, do fluido de corte e ferro fundido, respectivamente. Rosemar Batista da Silva agradece, à FAU pelo Processo de Chamada Pública Nº 02/2018 e ao CNPq, via projeto n. 426018/2018-4 Chamada MCTIC/CNPq Nº 28/2018 – Universal, pelo apoio financeiro e que permitiram o desenvolvimento deste trabalho.

DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

REFERÊNCIAS

De Paiva, R.L.; Da Silva, R.B.; Jackson, M.J.; Abrão, A.M. The influence of cutting fluid concentration on surface integrity of VP80 steel and the influence of cutting fluid flow rate on surface roughness of VPATLAS steel after grinding. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**. v. 139, n.12, p. 1 – 7, 2017.

Hecker, R.L; Liang, S.Y. Predictive modeling of surface roughness in grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 43, n. 8, p. 755 -761, 2003.

Jackson, M.J.; Davim, J.P. **Machining with Abrasives**. 1.ed. Nova York: Springer, 2011, 423 p.

Khare, S.K.; Agarwal, S. Predictive modeling of surface roughness in grinding. **Procedia CIRP**, v. 31, p. 375 – 380, 2015.

Klocke, F. **Manufacturing Process 2: Grinding, Honing, Lapping**. 1.ed. Aachen: Springer Science & Business Media, 2009, 433 p.

Malkin, S., Guo, C. **Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives**. 2.ed. Nova York: Industrial Press, 2008, 373 p.

Malkin, S. Grinding: 'Practical Art' or 'Applied Science'?. *In*: SAINT GOBAIN GRINDING RESEARCH SYMPOSIUM, Northboro, MA, Nov. 8, 2012, 53 p.

Rowe, W. B. **Principles of Modern Grinding Technology**. 2.ed. Oxford: William Andrew, 2013, 480 p.

Saad, A.; Bauer, R.; Andrew Warkentin, A. Investigation of Single Point Dressing Overlap Ratio and Diamond-Roll Dressing Interference Angle on Surface Roughness in Grinding. **Transactions Canadian Society for Mechanical Engineering**, v. 34, n. 2, p. 295 – 308, 2010.

Zhou, X.; Xi, F. Modeling and predicting surface roughness of the grinding process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 42, n. 8, p. 969 – 977, 2002.

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO N2711 APÓS RETIFICAÇÃO COM REBOLO DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 04/06/2020

Henrique Butzlaff Hübner

Universidade Federal de Uberlândia (UFU),
Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/5457572364051527>

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Uberlândia (UFU),
Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/8157858526322556>

Marcus Antônio Viana Duarte

Universidade Federal de Uberlândia (UFU),
Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/9030389274220180>

Eduardo Carlos Bianchi

Universidade Estadual Paulista Júlio de
Mesquita Filho (UNESP), Faculdade de
Engenharia de Bauru
Bauru – São Paulo
<http://lattes.cnpq.br/1099152007574921>

RESUMO: A retificação é um processo de usinagem por abrasão empregado principalmente quando se deseja baixos valores de rugosidade e tolerâncias dimensionais estreitas para os componentes fabricados. Entretanto, possui como desvantagem consumir uma grande quantidade de energia por unidade de material removido. Essa energia é quase inteiramente direcionada para a

peça em virtude das propriedades refratárias dos rebolos convencionais, das baixas profundidades de corte e das pequenas dimensões dos cavacos gerados. Como consequência, as peças produzidas por esse processo estão susceptíveis à danos térmicos, tais como oxidação, trincas, e alterações de microdureza, os quais, por sua vez, prejudicam o desempenho em serviço das peças fabricadas. Uma vez que a compreensão da influência dos parâmetros de entrada é essencial para evitar que uma grande quantidade de calor seja gerada e, conseqüentemente, se tenha danos térmicos, esse trabalho teve como objetivo investigar a influência de dois valores de velocidade da peça (6,8 e 10 m/min) e dois valores de penetração de trabalho (10 μm e 30 μm) na integridade superficial do aço N2711. Os resultados experimentais mostraram que para a penetração de trabalho de 10 μm não houve dano térmico à superfície retificada, enquanto que para a penetração de trabalho de 30 μm houve oxidação e queda na microdureza da superfície retificada.

PALAVRAS-CHAVE: Retificação, penetração de trabalho, aço N2711, integridade da superfície.

EVALUATION OF THE N2711 STEEL SURFACE INTEGRITY AFTER GRINDING WITH ALUMINUM OXIDE GRINDING WHEEL

ABSTRACT: Grinding is an abrasion machining process used mainly when low surface roughness values and narrow dimensional tolerances are desired for the manufactured components. However, it has the disadvantage of consuming a large amount of energy per unit of material

removed. This energy is almost entirely directed towards the workpiece due to the refractory properties of conventional wheels, the low depth of cut values, and the small dimensions of the generated chips. As a consequence, the components produced by this process are susceptible to thermal damage, such as oxidation, cracks, and microhardness changes, which, in turn, impair the in-service performance of the manufactured components. Since the understanding of the influence of the input parameters is essential to prevent a large amount of heat from being generated and, consequently, the thermal damage occurrence, this work aimed to investigate the influence of two worktable speed values (6, 8 and 10 m / min) and two radial depth of cut values (10 μm and 30 μm) in the surface integrity of N2711 steel. The experimental results showed that for the radial depth of cut of 10 μm there was no thermal damage to the ground surface, while for the radial depth of cut of 30 μm there was surface oxidation and microhardness drop to the ground surface.

KEYWORDS: Grinding, radial depth of cut, N2711 steel, surface integrity.

1 | INTRODUÇÃO

A rugosidade R_a é um dos principais parâmetros para avaliar a qualidade de um componente, uma vez que a resistência à fadiga, à corrosão e à fluência, como também o aspecto estético dos componentes manufaturados estão atrelados a este parâmetro. HUANG e CHEN (2003) relatam ainda que ela é uma variável de saída bastante utilizada como critério de rejeição de um lote de peças e de parada para troca de ferramenta, portanto de grande importância para indústria metal mecânica.

Há vários processos de fabricação por usinagem que podem ser empregados quando se almeja obter produtos com um bom grau de acabamento. Dentre eles citam-se o torneamento e o fresamento. Entretanto, quando se deseja produzir peças com baixas rugosidades ($R_a < 1,6 \mu\text{m}$) aliadas a tolerâncias dimensionais estreitas (qualidade de trabalho IT6 a IT3), uma opção é empregar o processo de retificação (MALKIN, 2008).

A retificação é classificada como um processo de usinagem mecânica, no qual a remoção de material é feita através do contato de uma ferramenta abrasiva (rebolo) com a peça (MALKIN, 2008). Mas, assim como todos os processos de usinagem, ela também apresenta desafios e desvantagens. Uma desvantagem é o fato de utilizar grande quantidade de energia para remover pouco volume de material da peça (devido às pequenas dimensões das partículas abrasivas do rebolo que limitam os valores de penetração de trabalho) e, portanto, caracteriza-se este processo como de baixa eficiência. Esta energia é, em sua maior parte, dissipada em forma de calor e, dependendo do tipo de abrasivo do rebolo, cerca de 80% pode ser direcionada para a peça. Isto faz com que vários materiais metálicos fabricados por esse processo estejam suscetíveis a danos térmicos, tais como a formação de óxidos, trincas superficiais, o revenimento excessivo e a formação de estruturas martensíticas não revenidas (OLIVEIRA *et al.*, 2011).

Conforme MARCHI (2015), a formação de estruturas martensíticas não revenidas

é geralmente acompanhada de uma tendência de aumento de dureza superficial, e ocorre quando a temperatura crítica (~ 720 °C) é ultrapassada na zona de contato da peça com o rebolo. Quando a temperatura crítica não é atingida na zona de contato da peça com o rebolo, normalmente há uma queda de dureza superficial devido ao revenimento excessivo.

Nesse contexto, este trabalho avalia a influência dos parâmetros de entrada, penetração de trabalho (a_p) e velocidade da peça (v_w), nas rugosidades e na ocorrência de danos térmicos em superfícies obtidas pelo processo de retificação plana. O material utilizado para estudo foi o aço N2711 (dureza ~ 400 HV), o qual é bastante comum na fabricação de moldes e matrizes e considerado muito suscetível a ocorrência de danos térmicos.

A seguir, na Seção 2, serão detalhados os materiais e métodos que foram empregados. Na Seção 3 será apresentado os resultados obtidos e, por fim, as principais conclusões deste trabalho serão apresentadas na seção 4.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

Para determinar a influencia dos parâmetros de entrada na integridade superficial do aço N2711, foram utilizadas amostras com as seguintes dimensões: 60 mm de comprimento por 14 mm de largura e por 15 mm de altura. No total, foram realizados quatro ensaios, usando-se dois valores de penetrações de trabalho ($10 \mu\text{m}$ e $30 \mu\text{m}$) e dois valores de velocidade da peça (6,8 m/min e 10 m/min).

Os ensaios de retificação foram realizados em uma retificadora plana tangencial Mello, modelo P36, com potência de 3 HP e com 2400 rpm. O rebolo utilizado foi de óxido de alumínio (especificação AA46K8V). Utilizou-se o fluido semissintético Vasco 7000, na proporção de 1 parte de óleo para 15 partes de água, que foi aplicado de forma abundante na região de corte por meio de um bocal do tipo bico de pato à uma vazão de 11 l/min. Antes de cada ensaio, o rebolo foi condicionado usando um dressador do tipo *fliesen*. Adotou-se um grau de recobrimento igual a 6, indicado para operações de acabamento, conforme MALKIN (2008).

Para a avaliação do parâmetro de saída rugosidade, foi empregado um rugosímetro Mitutoyo, modelo SJ-201, com *cut-off* de 0,8 mm e comprimento de avaliação de 4 mm. Foram realizadas 5 medições de rugosidade para cada superfície usinada, todas no sentido perpendicular ao sentido de avanço do rebolo, e igualmente espaçadas ao longo do comprimento da peça.

A avaliação da ocorrência ou não de danos térmicos foi feita por meio da análise do aspecto visual da superfície. Esta análise permite principalmente observar se houve ou não formação de óxidos. Foi também realizada a análise das superfícies usinadas por meio de imagens obtidas com um microscópio eletrônico de varredura (MEV) no sentido de se observar a textura da superfície e se houve a presença de trincas. A medição da

microdureza da superfície retificada também foi feita por ser uma técnica que fornece indícios da ocorrência de revenimento excessivo ou de formação de estruturas martensíticas, provenientes do processo de retificação. A medição de microdureza foi realizada em um microdurômetro Mitutoyo HM - *Hardness Testing Machine*, com aplicação de carga de 980,7 mN por 15 segundos. Foram obtidas 15 medições para cada superfície retificada, conforme sequência apresentada na Fig. 1. Para as medidas próximas as bordas, foi mantida a distância de 1 mm. Posteriormente, foram plotados mapas de distribuição de valores de microdureza usando o software Matlab.

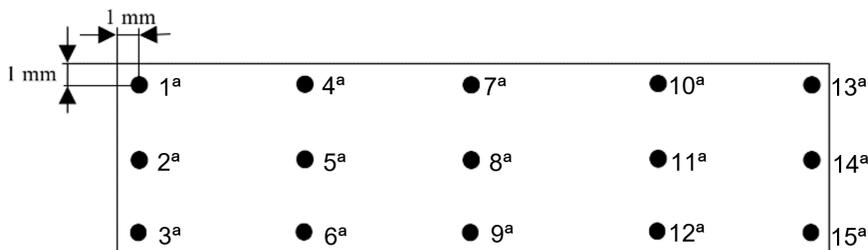


Figura 1. Pontos e sequência de medição de microdureza da superfície das amostras após a retificação.

3 I RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados obtidos das medições de rugosidade estão apresentados na Tabela 1. De maneira geral, pode-se observar que, apesar de as faixas dos parâmetros de corte serem amplas, os valores de rugosidade Ra obtidos foram muito próximos uns dos outros, com exceção para a condição considerada mais severa (Ensaio 4) em que foi registrado o maior valor, $Ra = 0,75 \mu m$. Em geral o aumento da penetração de trabalho (a_e) resultou em deterioração do acabamento. Contudo, todos os valores de Ra são considerados satisfatórios, pois, segundo DINIZ *et al.* (2010), a faixa de valores de Ra aceitável para o processo de retificação é de 0,2 a $1,6 \mu m$. Já para o parâmetro Rt, a média máxima dos valores medidos foi de $10,35 \mu m$.

Ensaio:	a_e (μm):	v_w (m/min):	Média Aritmética (Ra - μm):	Desvio Padrão (Ra - μm):	Média Aritmética (Rt - μm):	Desvio Padrão (Rt - μm):
1	10	6,8	0,51	0,20	5,90	4,03
2	10	10	0,45	0,09	7,63	3,44
3	30	6,8	0,53	0,07	10,35	2,28
4	30	10	0,75	0,10	9,19	2,22

Tabela 1: Resultados de rugosidade (Ra e Rt) do aço N2711 após a retificação

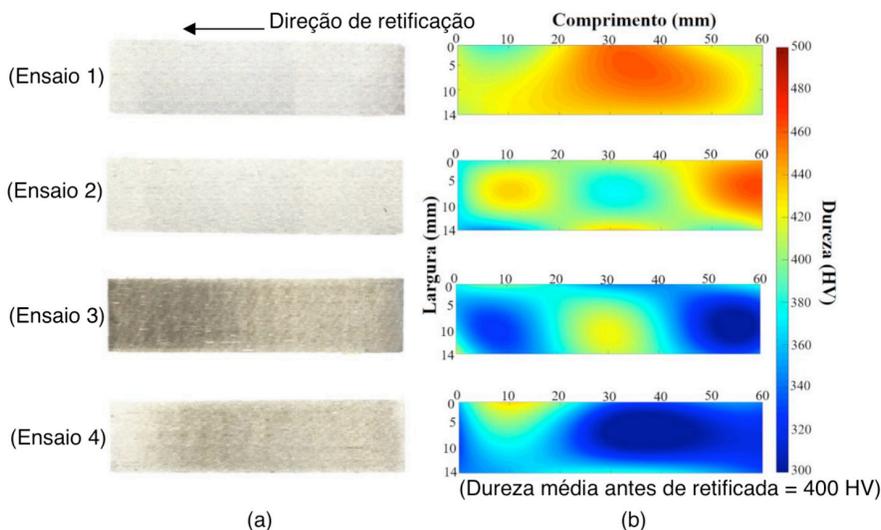


Figura 2: a) Imagens das superfícies retificadas, b) Mapas de distribuição de valores de microdureza

Da Figura 2a (imagens das superfícies retificadas), é possível observar que para o menor valor de $a_g = 10 \mu\text{m}$ (ensaios 1 e 2), não houve formação de óxido na superfície do material usinado, diferentemente do ocorrido para aquelas superfícies usinadas com o maior valor, $a_g = 30 \mu\text{m}$ (ensaios 3 e 4), onde houve a ocorrência deste problema. No entanto, vale ressaltar que nestes ensaios não foi realizado o movimento de retorno do rebolo sobre a peça (*spark out*), o que poderia ter contribuído para a remoção da camada de óxido das superfícies retificadas.

Observando os mapas de distribuição de valores de microdureza das superfícies retificadas (Figura 2 b), constata-se que para os casos em que foram empregadas a menor penetração de trabalho (ensaios 1 e 2), esta variável de saída se manteve praticamente inalterada, em torno de 400 HV. Para os casos em que se empregou a maior penetração de trabalho (ensaios 3 e 4), houve uma queda da dureza superficial, podendo-se observar regiões em que a dureza obtida foi em torno de 300 HV, ou seja, bem inferior ao valor de referência (núcleo da amostra medido antes da usinagem ~ 400 HV), de forma que se pode inferir que houve revenimento da superfície durante a retificação. Constata-se ainda, que quando se varia a velocidade da peça e mantem-se a penetração de trabalho constante, como por exemplo, comparando o ensaio 1 com o ensaio 2, praticamente não há diferenças entre as durezas medidas.

Na Figura 3a-d são mostradas as imagens das superfícies usinadas nas diferentes condições de corte que foram obtidas com o auxílio do MEV. Nota-se ao empregar o menor $a_g = 10 \mu\text{m}$, ensaios 1 e 2, a textura apresenta melhor aspecto que aquelas que foram

usinadas com o maior $a_p = 30 \mu\text{m}$, ensaios 3 e 4, e que as marcas deixadas pelos grãos abrasivos nelas estão mais definidas e com menor evidência de deformação plástica na superfície. No entanto, para todas as imagens obtidas não se observa a presença de trincas superficiais.

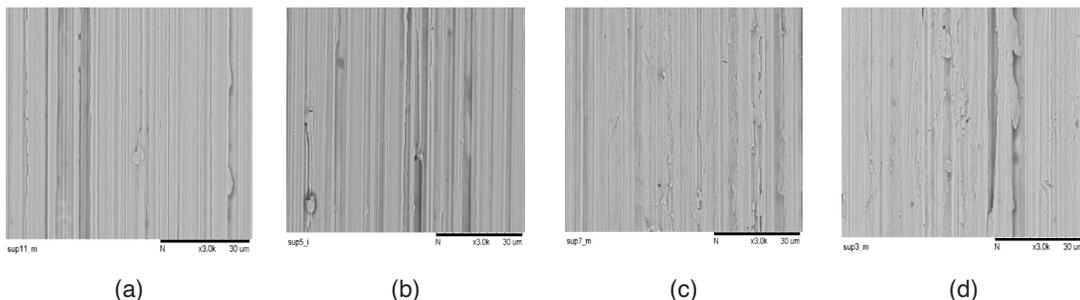


Figura 3: Imagens das superfícies do Aço N2711 após a retificação: a) Ensaio 1, b) Ensaio 2, c) Ensaio 3 e d) Ensaio 4

4 | CONCLUSÕES

Os valores de rugosidade R_a foram compatíveis com o processo de retificação sendo que o maior valor, $R_a = 0,75 \mu\text{m}$, foi obtido após a usinagem na condição mais severa. Em termos de danos térmicos, houve a formação de óxido acompanhado de queda da dureza superficial quando se empregou a maior penetração de trabalho ($a_e = 30 \mu\text{m}$), entretanto, com a ausência de trincas na superfície do material retificado. Com base na medição da dureza superficial, a usinagem com a maior penetração de trabalho resultou em um possível revenimento da superfície retificada.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao CNPq, à FAPEMIG e ao Prog. de Pós Grad. em Eng. Mec. da UFU; à Blaser Swisslube pelo fluido de corte. Um dos autores agradece ao CNPq, pelo apoio por meio de bolsa de Produtividade em Pesquisa, processo no. 311337/2016-3, e à CAPES pelo apoio financeiro via bolsa de pós-doutorado - PNPD, na FEB-UNESP-BAURU (2016-2017).

DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

REFERÊNCIAS

DINIZ, A.E., MARCONDES, F.C., COPPINI, L.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 7ª ed., São Paulo: Art. Liber, 2010, 268p.

HUANG, B., CHEN, J. C. **An in-process neural network-based surface roughness prediction system using a dynamometer in end milling operations**. The Int. Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 21, 2003, pp. 339-347.

MALKIN, S., **Grinding Technology: theory and applications of machining with abrasives**. 2.ed., Industrial Press, New York, 2008, 372 p.

MARCHI, M., BAPTISTA, F.G., AGUIAR, P.R., BIANCHI, E.C. **Grinding process monitoring based on electromechanical impedance measurements**. Measurement Science and Technology, v. 26, no. 4, 2015, 9 p.

OLIVEIRA, D.J., GUERMANDI, L.G., PEREIRA, M.G., BIANCHI, E.C., DINIZ, A.E., AGUIAR, P.R. **Aprimoramento das condições de lubri-refrigeração na retificação de aços endurecidos**. 6º COBEF, Caxias do Sul, RS, Brasil, 2011.

AVALIAÇÃO DA RUGOSIDADE DO INCONEL 718 APÓS RETIFICAÇÃO COM REBOLOS DE DIFERENTES ABRASIVOS CONVENCIONAIS

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 29/05/2020

Rodrigo de Souza Ruzzi

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/7535019791135891>

Raphael Lima de Paiva

Universidade Federal do Piauí, Curso de
Engenharia Mecânica
Teresina – PI
Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/9916802468235933>

Otávio de Souza Ruzzi

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/4104254776715740>

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade
de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/8157858526322556>

RESUMO: A retificação é um processo abrasivo geralmente aplicado como uma das últimas etapas de fabricação de um dado componente, pois pode conferir a este baixos valores de rugosidade e tolerâncias dimensionais estreitas. Dentre os diversos parâmetros de retificação, a correta seleção do tipo de grão abrasivo é fundamental para alcançar os níveis de acabamento desejados para a peça, sem comprometer sua integridade superficial, principalmente na retificação de materiais de baixa usinabilidade como é o caso da superliga de Níquel Inconel 718. Neste sentido, este trabalho tem como objetivo avaliar a rugosidade do Inconel 718 após retificação plana tangencial com diferentes tipos de abrasivos convencionais: óxido de alumínio (Al_2O_3) e carbeto de silício (SiC). As condições de corte também foram variadas em termos de penetração de trabalho (a_p), sendo testadas quatro (4) diferentes valores de a_p : $10 \mu m$, $20 \mu m$, $30 \mu m$ e $40 \mu m$. A rugosidade foi analisada através do parâmetro Ra. Os resultados mostraram que a rugosidade aumentou com a penetração de trabalho, independentemente do tipo de abrasivo utilizado. Além disso, foi observado que o uso do rebolo com abrasivos de carbeto de silício (SiC) contribuiu para reduzir os valores de rugosidade Ra em comparação com o rebolo de óxido de alumínio (Al_2O_3), independentemente da condição de corte (valores de penetração de trabalho).

PALAVRAS-CHAVE: Retificação, Inconel 718, Rugosidade, Óxido de Alumínio, Carbeto de Silício.

SURFACE ROUGHNESS EVALUATION OF INCONEL 718 AFTER GRINDING WITH DIFFERENT CONVENTIONAL ABRASIVES

ABSTRACT: Grinding is an abrasive process which is generally applied in the final stages of manufacturing of a given component, since it can provide to the component low values of surface finish and tight dimensional tolerances. Among the grinding parameters, the correct selection of abrasive grain type is crucial to achieve the desirable finishing to workpiece, with no drawbacks in its surface integrity, especially regarding the grinding of poor machinability materials like nickel-based superalloy Inconel 718. In this context, this work aims to evaluate surface roughness of Inconel 718 after grinding with different types of conventional abrasives: aluminum oxide (Al_2O_3) and silicon carbide (SiC). Cutting conditions were also varied in terms of radial depth of cut (ae): four (4) different values were tested: 10 μm , 20 μm , 30 μm and 40 μm . Surface finish was analyzed through Ra parameter. The results showed that surface roughness increased with radial depth of cut, irrespective to abrasive type tested. Furthermore, it was observed that the use of grinding wheel with silicon carbide (SiC) abrasive grains contributed to reduce Ra roughness values in comparison to grinding wheel with aluminum oxide (Al_2O_3), irrespective to cutting condition (radial depth of cut values).

KEYWORDS: Grinding, Inconel 718, Surface roughness, Aluminum oxide, Silicon carbide.

1 | INTRODUÇÃO

A retificação é um processo de usinagem por abrasão normalmente aplicado para conferir à uma dada superfície a combinação de um bom acabamento ($Ra < 1,6 \mu m$) com tolerâncias geométricas estreitas (IT06-IT03) (MACHADO et al., 2015). A ferramenta de corte conhecida como rebolo é composta de grãos abrasivos, poros e ligante, que geralmente trabalha em altas velocidades (≥ 30 m/s) e baixas profundidades de corte, e que exerce grande influência no acabamento da superfície usinada. O rebolo possui ainda como peculiaridades: os grãos abrasivos possuem elevada dureza, geometria não definida e são constituídos de várias arestas de corte. Eles são unidos por ligantes e são dispostos aleatoriamente no rebolo (MALKIN; GUO, 2008).

Visando atender às variadas exigências das operações de retificação, entre os rebolos convencionais destacam-se os rebolos de óxido de alumínio (Al_2O_3) e de carbetto de silício (SiC). O primeiro é considerado o mais empregado na indústria metal-mecânica e é relativamente resistente ao impacto, podendo ser empregado na retificação de materiais ferrosos, mesmo possuindo a menor dureza dentre todos os abrasivos (HASSUI, 2002). Já o rebolo de carbetto de silício é geralmente recomendado para a retificação de materiais não-ferrosos, com exceção dos ferros fundidos, e possui a mais alta friabilidade dentre os abrasivos convencionais. É o tipo de abrasivos mais empregado para a afiação de ferramentas de corte de metal duro.

A liga de níquel Inconel 718, que possui vasta aplicação na indústria aeroespacial, particularmente nas seções quentes de motores de turbina a gás, é um dos materiais que ainda é em grande parte retificada com abrasivos convencionais. Ela possui alta resistência

a corrosão, resistência ao calor e resistência à fadiga, e uma baixa condutividade térmica (10~11 W/mK) (LYNCH, 1990). Contudo, devida a estas peculiaridades é um material que é altamente suscetível a danos térmicos durante a retificação com abrasivos convencionais, como também pobre acabamento quando comparada a outros materiais que são retificados em condições de corte semelhantes.

Segundo Tso (1995) realizaram ensaios experimentais de retificação do Inconel 718 com diferentes tipos de rebolos (óxido de alumínio, carbetto de silício e nitreto cúbico de boro). Os autores observaram que a rugosidade aumentou com a diminuição da velocidade de corte e com o aumento na velocidade da peça. Em outro trabalho, Sinha et al. (2016) investigaram a retificação do Inconel 718 com rebolos de óxido de alumínio e de carbetto de silício, e constataram que uma maior rugosidade foi registrada nas peças em que foi observado queima na superfície retificada.

De acordo com De Oliveira (2017), em seu trabalho de retificação do Inconel 718 com rebolo de carbetto de silício (SiC), a autora obteve rugosidade (parâmetro Ra) de aproximadamente $0,31 \mu\text{m}$ com uma penetração de trabalho (a_g) igual a $20 \mu\text{m}$.

Liu et al. (2007) testaram diferentes tipos de abrasivos (Al_2O_3 , CBN e diamante) na retificação do Inconel 718, e observaram que o menor valor de rugosidade ($Ra \approx 0,85 \mu\text{m}$) foi obtido com o rebolo de óxido de alumínio para uma penetração de trabalho (a_g) de $50 \mu\text{m}$, seguido pelos rebolos de diamante ($Ra \approx 1,00 \mu\text{m}$) e CBN ($Ra \approx 1,10 \mu\text{m}$). No entanto, para a_g de $2000 \mu\text{m}$ o rebolo de diamante apresentou os melhores resultados de rugosidade (Ra), seguido pelos rebolos de CBN e Al_2O_3 , respectivamente.

Yao et al. (2013) investigaram a retificação do Inconel 718 com rebolos de CBN e de óxido de alumínio mono cristalino, e constaram que a rugosidade das superfícies retificadas, no geral, apresentou uma tendência de aumento com a penetração de trabalho, independentemente do tipo de rebolo testado. Eles relataram que a usinagem com rebolo de óxido de alumínio mono cristalino apresentou os melhores resultados de rugosidade.

Sinha et al. (2018) investigaram o acabamento do Inconel 718 após retificação com rebolo convencional de óxido de alumínio em diferentes condições de corte. Os autores observaram que os valores de rugosidade Ra diminuíram com o aumento da velocidade de corte (v_s) e aumentaram com o aumento da penetração de trabalho (a_g) e velocidade da mesa (v_w).

Neste contexto, e considerando a importância do tipo de abrasivo para o desempenho do processo de retificação, este trabalho tem como objetivo avaliar a rugosidade (parâmetro Ra) do Inconel 718 após retificação com rebolos de Al_2O_3 e SiC sob diferentes condições de corte ($10 \mu\text{m}$, $20 \mu\text{m}$, $30 \mu\text{m}$ e $40 \mu\text{m}$), utilizando a técnica convencional de lubri-refrigeração com fluido de corte sintético.

2 | METODOLOGIA

Os ensaios experimentais de retificação foram realizados em uma retificadora plana tangencial modelo P36, Mello, com potência de 2,24 kW e rotação do rebolo fixa igual a 2400 rpm. Dois rebolos foram utilizados neste trabalho: um com abrasivo de óxido de alumínio branco (Al_2O_3) e outro com carbetto de silício verde (SiC), ambos com mesma dureza (K), estrutura (6), tamanho de grão (60) e diâmetro externo (250 mm). A especificação dos rebolos utilizados é: AA60K6V e 39C60K6V para o rebolo de Al_2O_3 e SiC, respectivamente.

O material retificado foi a liga de níquel Inconel 718, no estado envelhecido, com dureza da matriz de aproximadamente 42 ± 2 HRC, e dimensões de 35 mm x 40 mm x 7 mm (comprimento x altura x largura).

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios de retificação foram: velocidade de corte (v_s) de 31 m/s, velocidade da peça (v_w) de 7,5 m/min, profundidade de corte (a_p) igual de 7 mm (largura da peça) e quatro (4) valores de penetração de trabalho (a_e): 10 μ m, 20 μ m, 30 μ m e 40 μ m. Cada ensaio experimental consistiu em um passe em cheio do rebolo sobre a peça com cada valor de penetração pré-selecionado e retorno com faiscamento (*spark-out*) de aproximadamente 0,3 segundos.

O rebolo foi dressado antes de cada ensaio experimental com um dressador de diamante do tipo ponta única, utilizando-se um grau de recobrimento do rebolo $U_d = 4$, que foi ajustado conforme parâmetros: largura efetiva do dressador, b_d , de 0,3 mm e velocidade de dressagem, v_{fd} , de 180 mm/min. Todos os ensaios experimentais foram realizados com fluido de corte aplicado pela técnica convencional (abundância) à vazão de 11 L/min, com o bocal ajustado de forma que o fluido tangenciasse o rebolo. O fluido de corte utilizado foi o sintético Grindex 10, da fabricante Blaser Swisslube, aplicado em uma diluição com água de 1:19 (concentração de 5%).

A variável de saída analisada neste trabalho foi a rugosidade da peça retificada, parâmetro Ra, medida ao final de cada ensaio com um rugosímetro portátil modelo SJ-201P, Mitutoyo, em 4 regiões distintas da superfície retificada, perpendicular à direção de avanço do rebolo. Os parâmetros utilizados para as medições de rugosidade foram: cut-off de 0,8 mm, comprimento de amostragem de 4,0 mm e filtro do tipo Gaussiano.

Na Tabela 1 é apresentado o resumo das condições de retificação utilizadas neste trabalho.

Rebolos	Al_2O_3 – AA60K6V – \varnothing 250 mm SiC – 39C60K6V – \varnothing 250 mm
Material da peça	Inconel 718 (42 ± 2 HRC) 35 mm x 40 mm x 7 mm
Velocidade de corte (v_s) – m/s	31
Velocidade da peça (v_w) – m/min	7,5

Penetração de trabalho (a_p) – μm	10, 20, 30 e 40
Atmosfera de corte	Convencional – vazão de 11 L/min
Fluido de corte	Sintético Grindex 10 – Diluição de 1:19
Condições de dressagem	$b_d = 0,3 \text{ mm}$, $v_{fd} = 180 \text{ mm/min}$, $U_d = 4$
Variável de saída	Rugosidade – Parâmetro Ra

Tabela 1: Resumo das condições de retificação

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na Figura 1 são mostrados os valores de rugosidade (parâmetro Ra), obtidos após a retificação plana tangencial do Inconel 718, em função da penetração de trabalho, para os rebolos de óxido de alumínio branco (Al_2O_3) e carbeto de silício verde (SiC).

Pode-se observar da Figura 1 que, independentemente do rebolo utilizado, os valores de rugosidade Ra aumentaram com a penetração de trabalho (a_p). Tal comportamento já era esperado e relatado pela teoria de retificação (KLOCKE, 2009). De acordo com Marinescu et al. (2007), ao aumentar a penetração de trabalho, maior será a penetração do grão abrasivo na superfície da peça, maior comprimento de contato do rebolo, o que também reflete no aumento da taxa de remoção de material e, conseqüentemente, na severidade do processo. Tendência similar também foi encontrada por Yao et al. (2013) ao retificar Inconel 718 com rebolos de CBN e óxido de alumínio mono cristalino, onde a rugosidade aumentou com a penetração de trabalho para ambos abrasivos.

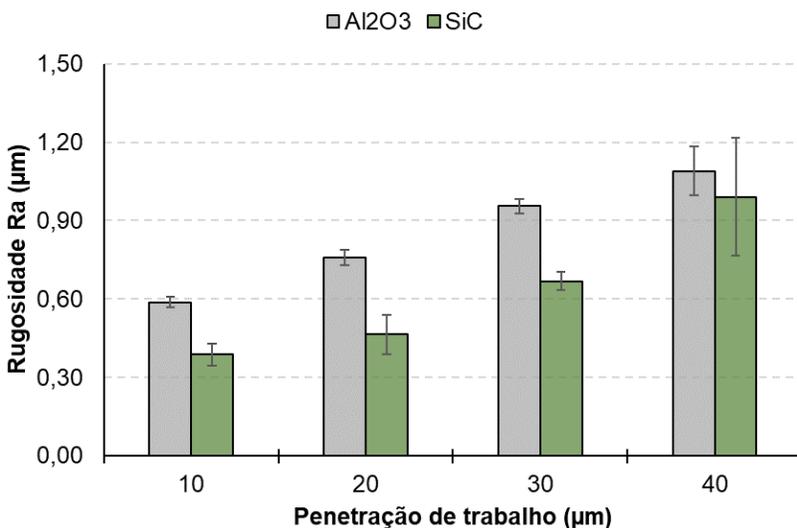


Figura 1: Rugosidade (Ra) em função da penetração de trabalho para os dois tipos de abrasivos utilizados.

Ainda da Figura 1, pode ser visto que a rugosidade obtida após a retificação com o rebolo de carbeto de silício foi menor que a obtida quando se utilizou o de óxido de alumínio, para todas as condições testadas. Confrontando os resultados apresentados por De Oliveira (2017) com os apresentados por Sinha et al. (2018), têm-se uma rugosidade (Ra) de aproximadamente 0,31 μm ao empregar o rebolo de SiC com a_e de 20 μm , enquanto para o Al_2O_3 e a_e de 20 μm foi registrado um valor de Ra de aproximadamente 0,45 μm . Assim, os resultados apresentados na Figura 1 estão de acordo com o esperado, embora para ambos tipos de rebolos foram encontrados valores maiores de Ra, a mesma tendência pôde ser observada.

4 | CONCLUSÕES

Após os ensaios experimentais no Inconel 718 com os rebolos de óxido de alumínio e de carbeto de silício, as seguintes conclusões puderam ser tiradas:

- A rugosidade Ra aumentou com a penetração de trabalho, independentemente do rebolo utilizado;
- Os valores de Ra obtidos para as peças retificadas com carbeto de silício foram em geral menores, para todas as condições analisadas, quando comparados com o rebolo de óxido de alumínio.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à CAPES, CNPq (bolsa de doutorado processo nº 141472/2017-0) e ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia. O autor Raphael Lima de Paiva agradece, ainda, à Universidade Federal do Piauí - UFPI, pela oportunidade de dar continuidade através de afastamento ao curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica (nível de doutorado) na Universidade Federal de Uberlândia. Rosemar Batista da Silva agradece, à FAU pelo Processo de Chamada Pública Nº 02/2018 e ao CNPq, via projeto n. 426018/2018-4 Chamada MCTIC/CNPq Nº 28/2018 – Universal, pelo apoio financeiro e que permitiram o desenvolvimento deste trabalho.

DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

REFERÊNCIAS

DE OLIVEIRA, D., 2017. **Retificação de Inconel 718 com Multicamadas de Grafeno Dispersas em Fluido de Corte Aplicado via Técnica MQL**. Universidade Federal de Uberlândia - MG.

HASSUI, A., 2002. **Estudo da Vibração durante o Corte e Centelhamento na Retificação Cilíndrica de Mergulho**. Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP.

KLOCKE, F., 2009. **Manufacturing Processes 2**. RWTH edition. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. <https://doi.org/10.1007/978-3-540-92259-9>

LIU, Q., CHEN, X., GINDY, N., 2007. Assessment of Al₂O₃ and superabrasive wheels in nickel-based alloy grinding. **Int. J. Adv. Manuf. Technol.** 33, 940–951. <https://doi.org/10.1007/s00170-006-0519-1>

LYNCH, C.T., 1990. **Practical Handbook of Material Science**. Second Pri. ed. CRC Press, Boca Raton, FL.

MACHADO, Á.R., ABRÃO, A.M., COELHO, R.T., SILVA, M.B. DA, 2015. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3o ed. Blucher, São Paulo.

MALKIN, S., GUO, C., 2008. **Grinding Technology: Theory and Application of Machining with Abrasives**. Second Edi. ed. Industrial Press, New York, NY.

MARINESCU, I.D., HITCHINER, M., UHLMANN, E., ROWE, W.B., INASAKI, I., 2007. **Handbook of Machining with Grinding Wheels**. CRC Press.

SINHA, M.K., MADARKAR, R., GHOSH, S., PARUCHURI, V.R., 2018. Some investigations in grindability improvement of Inconel 718 under ecological grinding. **Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.** 233, 727–744. <https://doi.org/10.1177/0954405417752513>

SINHA, M.K., SETTI, D., GHOSH, S., VENKATESWARA RAO, P., 2016. An investigation on surface burn during grinding of Inconel 718. **J. Manuf. Process.** 21, 124–133. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2015.12.004>

TSO, P.-L., 1995. Study on the grinding of Inconel 718. **J. Mater. Process. Tech.** 55, 421–426. [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(95\)02026-8](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)02026-8)

YAO, C.F., JIN, Q.C., HUANG, X.C., WU, D.X., REN, J.X., ZHANG, D.H., 2013. Research on surface integrity of grinding Inconel718. **Int. J. Adv. Manuf. Technol.** 65, 1019–1030. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4236-7>

AVALIAÇÃO DA RUGOSIDADE GERADA PELO PROCESSO DE JATEAMENTO EM DIFERENTES DISTÂNCIAS DO BOCAL À PEÇA

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 04/06/2020

Henrique Butzlaff Hübner

Universidade Federal de Uberlândia, Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/5457572364051527>

Antonio Favero Filho

Universidade Federal de Uberlândia, Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/8408584222138542>

Freddy Alejandro Portillo Morales

Universidade Federal de Uberlândia, Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/4884015499150640>

Mayara Fernanda Pereira

Universidade Federal de Uberlândia, Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/9571564835369283>

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Uberlândia, Escola de Engenharia Mecânica
Uberlândia – Minas Gerais
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/8157858526322556>

RESUMO: Os processos de usinagem abrangem uma extensa gama de aplicações. Um dos processos que também merece atenção é o de jateamento. Ele é definido como um processo mecânico de usinagem não convencional que lança partículas em altíssimas velocidades (superiores a 20 m/s) contra a superfície de uma peça. Em geral emprega abrasivos ou ainda outros materiais como granalhas de ferro fundido, micro-esferas de vidro, escória de cobre, dentre outros. Dentre as principais aplicações do jateamento estão inclusas a limpeza de peças com camadas oxidadas, a remoção das impurezas das superfícies e também a preparação de superfícies que receberão revestimentos ou pinturas. A eficiência deste processo está relacionada com alguns parâmetros tais como, dimensão e velocidade da partícula, a pressão do ar comprimido e também a distância do bocal até a peça. Neste sentido, esse trabalho foi proposto com objetivo de avaliar a influência no acabamento em relação à distância do bocal até a superfície da peça. Foram utilizadas granalhas de ferro G40 como partículas para jateamento, as quais foram lançadas em três diferentes distâncias: 100 mm, 200 mm e 400 mm. O material usinado foi uma chapa de aço carbono ABNT 1045. Os resultados mostraram que o acabamento melhorou com o aumento da distância de aplicação do jato de granalha, e que nesta condição a rugosidade Ra foi 15,44 μm .

PALAVRAS-CHAVE: Jateamento, granalha de ferro G40, chapa de aço carbono, distância de aplicação, acabamento.

EVALUATION OF SURFACE ROUGHNESS GENERATED BY BLASTING PROCESS IN DIFFERENT DISTANCES FROM THE NOZZLE TO THE WORKPIECE

ABSTRACT: Machining processes cover a wide range of applications. One of the processes that also deserves attention is shot blasting. It is defined as an unconventional mechanical machining process that throws particles at very high speeds (greater than 20 m/s) against the surface of a workpiece. In general, it uses abrasives or other materials such as cast-iron shot, glass microspheres, copper slag, among others. Among the main applications of the blasting process are cleaning parts with oxidized layers, removing impurities from surfaces, and also preparing surfaces that will receive coatings or paints. The efficiency of this process is related to some parameters such as particle size and speed, the pressure of the compressed air, and also the distance from the nozzle to the workpiece. In this sense, this work was proposed with the objective of evaluating the influence on the surface finish in relation to the distance from the nozzle to the workpiece surface. G40 iron shot was used as blasting particles, which were launched at three different distances: 100 mm, 200 mm and 400 mm. The machined material was an ABNT 1045 carbon steel sheet. The results showed that the surface finish improved with the increase in the application distance of the shot blast and that in this condition the Ra surface roughness parameter was 15.44 μm .

KEYWORDS: Shot blasting, G40 iron shot, carbon steel plate, application distance, surface finishing.

1 | INTRODUÇÃO

O jateamento é um processo de usinagem que utiliza inúmeras partículas com pequenas dimensões que são lançadas a altas velocidades, superiores a 20 m/s, sobre uma superfície (BROCK; GROTEKLAES; MISCHKE, 2019). Por esta razão, é necessário que o usuário utilize sistemas de proteção contra as partículas que podem se ricochetear (retornar após a colisão) e contra a poeira que é gerada. Na Figura (1) é ilustrado o equipamento necessário para a realização dessa operação.

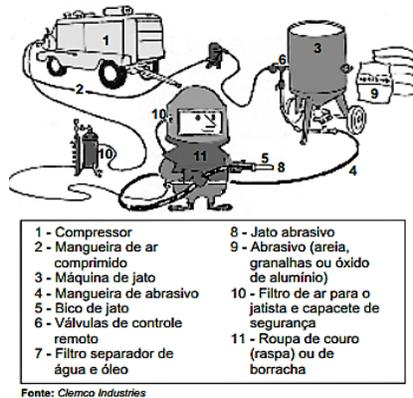


Figura 1: Equipamentos usados na operação de jateamento (ENGER, 2016).

Pelas suas características, o jateamento encontra inúmeras aplicações na indústria metal mecânica. Como exemplo, citam-se o desrebarbamento de peças produzidas por usinagem, a uniformização de superfícies antes do polimento, a indução de tensões de compressão na superfície de peças sujeitas a falha por fadiga, a limpeza de superfícies, preparação para pintura, dentre outras.

No que se refere a limpeza de superfícies, esta é a mais popular aplicação do jateamento e baseia-se no seguinte princípio: quando as partículas são lançadas, elas possuem elevada velocidade cinética. Ao impactarem contra a superfície, as partículas sofrem uma violenta desaceleração, transformando parte da energia cinética em calor, parte em energia de deformação ou de fratura, e parte em trabalho de limpeza, restando ainda uma parcela da energia cinética que não é transformada (parte das granalhas sofrem ricochete).

A eficiência da conversão de energia cinética em trabalho efetivo de limpeza depende de fatores relacionados ao ângulo de incidência do jato, à distância de aplicação do jato, às características da granalha utilizada, ao tipo da impureza a remover, etc. Destaca-se ainda que, quanto mais perpendicular for o jato em relação à superfície de trabalho, maior será a componente de energia disponível para o trabalho de quebra das impurezas aderidas à superfície da peça.

Para a aplicação de limpeza de superfícies, o material normalmente empregado para jateamento são as granalhas de ferro que podem ser esféricas ou angulares. No entanto, dependendo da aplicação pode ser empregado outros materiais incluindo esferas de vidro, óxido de alumínio, escória de cobre e materiais orgânicos como cascas de nozes e castanhas.

Para a preparação de superfícies metálicas por jateamento para pinturas industriais existem normas internacionais entre quais se destacam a ISO 8501-1 e NACE RM 0170. Os graus de intemperismo e de preparação da superfície do aço referidos neste manual,

estão reproduzidos na norma ISO 8501-1 através de padrões visuais. Os principais padrões analisados neste trabalho foram:

S.a 2: conhecido como Jateamento comercial, consiste na remoção da laminação óxidos e partículas estranhas.

S.a 2½: jateamento total ao metal branco. Elimina-se toda carepa de laminação, óxidos e outras partículas estranhas de modo que a superfície fique totalmente livre de resíduos visíveis. Após a limpeza, a superfície deverá apresentar coloração acinzentada.

S.a 3: Jateamento total ao metal branco. Elimina-se toda carepa de laminação, óxidos e outras partículas estranhas de modo que a superfície fique totalmente livre de resíduos visíveis. Após a limpeza, a superfície deverá apresentar cor cinza clara e uniforme.

Cabe destacar ainda que quando o objetivo é a preparação de superfícies para pinturas industriais, um parâmetro importante de se monitorar é o acabamento superficial obtido. Sabe-se que superfícies com rugosidade elevada exigem um maior consumo de tinta. Nesse contexto, este trabalho tem como objetivo avaliar a rugosidade da superfície em função da distância de aplicação do jato. Assim, na seção 2 são descritos os materiais utilizados e a metodologia adotada, na seção 3 são apresentados os resultados e na seção 4 são apresentadas as conclusões.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

O material das partículas utilizadas no jateamento foi a granalha de ferro G 40, conforme mostra a Fig. (2).



Figura 2: Granalha de Ferro G40.

Esta granalha possui dureza de 62 HRC e granulometria entre 0,42 mm e 0,84 mm. Sua composição química pode ser observada na Tab. (1).

O material da peça foi o aço carbono ABNT 1045 na forma de placa retangular com dimensões de 400 mm de comprimento x 300 mm largura x 3 mm de espessura,

completamente oxidada.

O fornecimento de ar necessário para o jateamento da granalha é realizado por um compressor da Metalplan AIRPOWER, modelo Total Pack Flex com potência de 50 hp, conforme Fig. (3).

Para fazer incidir a granalha de ferro na peça, usa-se um sistema de mistura da granalha de ferro com o ar, sendo então esta mistura direcionada por uma mangueira de 31,75 mm (1 ¼ ") para um bocal de 8 mm (5/16 "), este conjunto é mostrado na Fig. (4). Com este sistema, a pressão na saída do bocal situa-se entre 90 lbs e 100 lbs. O consumo de granalha de ferro é de 65 kg/m² que configura uma produtividade média de 12 m²/h (área da peça usinada em função do tempo).

Elemento	Percentual em Peso (%)	Desvio Máximo em Peso (%)
Carbono (C)	3,080	± 0,0400
Cobre (Cu)	0,300	± 0,1000
Cromo (Cr)	0,100	± 0,0100
Enxofre (S)	0,100	± 0,0300
Fósforo (P)	0,100	± 0,0100
Manganês (Mn)	0,300	± 0,0200
Níquel (Ni)	0,040	± 0,0100
Silício (Si)	1,500	± 0,1000
Molibdênio (Mo)	0,012	± 0,0060

Tabela 1: Composição química da granalha de ferro G40.

Todos os ensaios de jateamento foram realizados com umidade relativa do ar abaixo de 85%, conforme determinado por especificações do processo.

Foram testadas três distâncias do bocal à peça: 100 mm (denominada Região A), 200 mm que é a distância intermediária (denominada Região B) e 400 mm, a maior distância (denominada Região C).



Figura 3: Compressor Metalplan Airpower.



Figura 4: Conjunto de Mangueira (1 ¼ ") e Bico (5/16 ").

Após os ensaios de usinagem, cada uma das regiões usinadas foi avaliada com um rugosímetro da marca Mitutoyo, modelo SJ-201P. O aparelho possui resolução de $0,01 \mu\text{m}$, agulha de diamante com raio de ponta de $5 \mu\text{m}$ e capacidade da unidade de leitura da rugosidade R_a de $0,01\text{-}100 \mu\text{m}$. Para cada região foram realizadas 3 leituras dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t com comprimento de amostragem (*cut-off*) de $2,5 \text{ mm}$ e comprimento de avaliação de $12,5 \text{ mm}$. Todas as medições foram realizadas à temperatura ambiente.

3 | RESULTADOS E DISSCUSÕES

Os resultados de rugosidade obtidos após os ensaios de jateamento com granalha de ferro G40 estão apresentados na Tab. (2) e de forma gráfica na Fig. (5) e Fig. (6).

Distância Ensaio	A (100 mm)		B (200 mm)		C (400 mm)	
	R _a	R _t	R _a	R _t	R _a	R _t
1	31,10	192,50	21,92	167,80	19,30	105,30
2	21,40	156,60	18,56	152,30	14,35	150,30
3			22,58	175,70	15,44	133,10

Tabela 2: Rugosidade (Ra e Rt) de aço ABNT 1045 em função da distância do bocal à peça.

Da Tabela (2), observa-se que para a região A foi possível coletar somente dois valores de rugosidade em razão da placa apresentar uma certa curvatura (convexidade) e dificultar o posicionamento do rugosímetro sobre a mesma. Observa-se ainda que os valores de Ra são bem elevados e bem superiores aqueles normalmente observados para processos de usinagem de abrasão, como a retificação de aços, por exemplo, em que o limite superior aceitável para Ra é $1,6 \mu\text{m}$.

Dos dados apresentados na Fig. (5) e Fig. (6), observa-se que ao distanciar o bocal da peça houve a diminuição nos valores de rugosidade. Isso é observado tanto para o parâmetro Ra quanto para o parâmetro Rt. Resultados similares também foram encontrados por GRUB e SILVA (2012). Os menores valores de rugosidades Ra e Rt foram $16,41 \mu\text{m}$ e $129,61 \mu\text{m}$, respectivamente, registrados após a usinagem com o bocal a 400 mm da peça, enquanto que os maiores valores de rugosidade Ra e Rt alcançados, $26,31 \mu\text{m}$ e $174,61 \mu\text{m}$, respectivamente, foram obtidos para menor distância do bocal à peça. Conforme TREVISAN *et al.* (1999), distâncias de jateamento inferiores a 100 mm não são recomendadas para aplicações em jateamento de superfícies, pois ocorre o rebotamento das partículas abrasivas as quais colidem durante a sua trajetória com novas partículas, reduzindo, desta maneira, a eficiência do processo. Por outro lado, conforme relatam os autores, com o aumento da distância, a velocidade das partículas diminui, e com isso também a energia cinética e, conseqüentemente, o impacto sobre a peça, contribuindo para uma melhoria do acabamento. Isto ocorre principalmente com partículas abrasivas menores. Contudo, haverá sempre uma distância máxima limite, além da qual as partículas não terão energia cinética suficiente para colidirem com a peça e remover material.

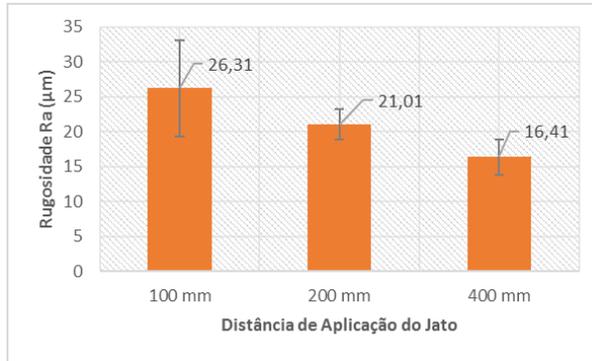


Figura 5: Rugosidade Ra das regiões usinadas com variação de distância de aplicação do jato.

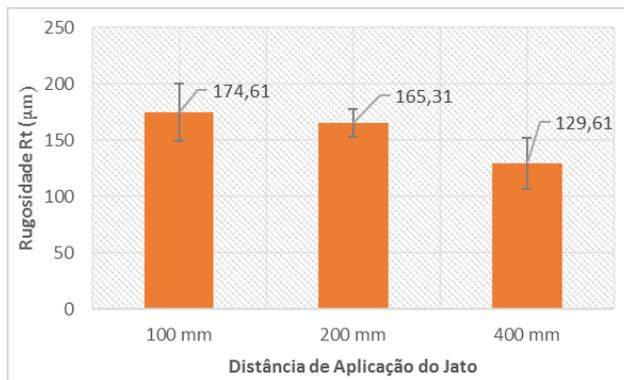


Figura 6: Rugosidade Rt das regiões usinadas com variação de distância de aplicação do jato.

4 | CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos as seguintes conclusões podem ser tiradas deste trabalho:

A rugosidade diminuiu com o aumento da distância do bocal de jateamento em relação à peça, e a menor rugosidade foi obtida para a distância igual a 400 mm;

Os maiores valores de rugosidade Ra e Rt foram de 26,31 μm e 174,61 μm , respectivamente, registrados após a usinagem com a distância igual 100 mm;

Os valores de rugosidade Ra obtidos na usinagem nas condições investigadas são bem superiores aqueles normalmente observados para processos de usinagem de abrasão, como a retificação de aços, por exemplo, em que o limite superior aceitável para Ra é 1,6 μm ;

O processo de jateamento é uma alternativa ao lixamento em condições que são necessárias usinar grandes áreas oxidadas ou quando o acesso com lixa é limitado, como foi o caso da placa empregada neste trabalho.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à empresa UBERJATO LTDA por ter cedido seu espaço físico e equipamentos para realização dos ensaios. Eles agradecem ainda ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia como também aos organizadores do POSMEC 2016 pela oportunidade de publicação deste trabalho.

DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

REFERÊNCIAS

BROCK, T.; GROTEKLAES, M.; MISCHKE, P. **European Coatings Handbook**. [S.l.: s.n.], 2019.

ENGER, T. E. **The Use Of Personal Protective Equipment and The Regulations Affecting Safe Abrasive Blasting**. Disponível em: <http://www.clemcoindustries.com/safety_showitem.php?item_id=11112>. Acesso em: 11 de Nov. de 2016.

GRUB, A.M.; SILVA, R.B. **Estudo de caso na operação de jateamento de aço ABNT 1050**. In: Anais do XVI Colóquio de Usinagem, Viçosa – MG, Brasil, 2012.

ISO 8501-1. **Preparation of steel substrates before application of paints and related products**, 2007, 74 p.

TREVISAN, R.E.; PAES, M.T.P.; BUSCHINELLI, F.F.A.J.A. **Influência do abrasivo e da rugosidade superficial nas propriedades de revestimento de alumínio**. In: Anais do XV COBEM, Águas de Lindóia – SP, Brasil, 1999.

ENSAIO BALÍSTICO DE LAMINADOS DE AÇO PARA FUTURA APLICAÇÃO EM BLINDAGEM ADD-ON ESPAÇADA

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 23/05/2020

João Pedro Inácio Varela

Universidade Federal de Campina Grande
Campina Grande – Paraíba

Ednaldo Gomes da Rocha Júnior

Policia Militar da ativa da PMPB, atuando no
15° BPM/CPE/ Pel Força Tática.
Esperança – Paraíba

Wanderley Ferreira de Amorim Júnior

Universidade Federal de Campina Grande
Campina Grande – Paraíba
<http://lattes.cnpq.br/8131607733881361>

RESUMO: A blindagem do tipo *Add-on* consiste no uso de módulos adicionais que são acoplados a um veículo ou estrutura que se deseja proteger, podendo ser rapidamente substituídas no campo de batalha, caso necessário. A blindagem *Add-on* espaçada compreende a utilização de placas de aço postas em uma blindagem base a uma certa distância da mesma (com esse vazio sendo preenchido por ar). Nesse projeto foram utilizados o Fuzil .308 IMBEL AGLC e o Fuzil Mauser cal 7,62, com munição CBC 7,62 x 51 mm comum, a uma velocidade que varia entre 728,5 a 734 m/s para ensaiar quatro módulos compostos por uma placa de MDF, duas de aço 1020 e uma de polietileno, com espessuras de 6, 2, 6 e 10 mm, respectivamente (com as interfaces preenchidas por velcro, adesivo epóxi e/ou ar), além de três

discos de aço de 1/4", 1/2" e 1" de espessura. Os ensaios foram realizados no Sítio Fazenda Floresta, localizado em Galante, distrito de Campina Grande – PB. Como resultados, conclui-se que todos os módulos foram perfurados pelo projétil, que o mecanismo de falha predominante em todas as configurações para os aços de 2 e 6 mm é o alargamento dúctil do furo e que a partir do disco de 1/2", para os projéteis utilizados, não ocorreu mais perfuração.

PALAVRAS-CHAVE: Blindagem *Add-on*, blindagem *Add-on* espaçada, módulos balísticos, laminados de aço.

BALLISTIC TESTING OF LAMINATED STEEL FOR ADD-ON SPACED ARMOUR FUTURE APPLICATION

ABSTRACT: An Add-on armour consists on the use of additional modules that are attached to a vehicle or structure that you want to protect and can be quickly replaced on the battlefield, if it is necessary. The Add-on spaced armour comprises the use of steel plates placed in a base armour at a distance from it (with this gap being filled with air). In this project, the .308 IMBEL AGLC rifle and the Mauser cal 7.62 were used, with common CBC 7.62 x 51 mm ammunition, at a speed ranging from 728.5 to 734 m/s to test four modules made of an MDF plate, two 1020 steel plates and one polyethylene plate, with thicknesses of 6, 2, 6 and 10 mm, respectively (with interfaces filled with velcro, epoxy adhesive and/or air), in addition to three steel discs 1/4", 1/2" and 1" thick. The tests were carried out at Sítio Fazenda Floresta, located in Galante, district of Campina Grande - PB. As results, all module were perforated, the

main failure mechanism in all configurations for 2 and 6 mm steel is the ductile enlargement hole and from the 1/2" disc, for the used projectiles, it didn't arise perforations.

KEYWORDS: Add-on armour, Add-on spaced armour, ballistic modules, laminated steels.

1 | INTRODUÇÃO

Em regiões de batalha, os veículos devem receber um *upgrade* contra projéteis explosivos e de médio calibre. Essa proteção a mais é obtida com a utilização da blindagem *Add-on* (Figura 1), que pode ser colada ou parafusada a armadura base do veículo. Outra vantagem dessa blindagem é a possibilidade de reparo rápido caso ocorra algum dano sobre ela, podendo ser rapidamente removida e substituída por outro módulo (GÁLVEZ et al., 2014).

Ademais, segundo esse mesmo autor, o objetivo da blindagem *Add-on* é receber os danos externos críticos (como uma explosão) e falhar, mas evitar que a blindagem base se rompa e que os ocupantes do veículo não recebam os danos.

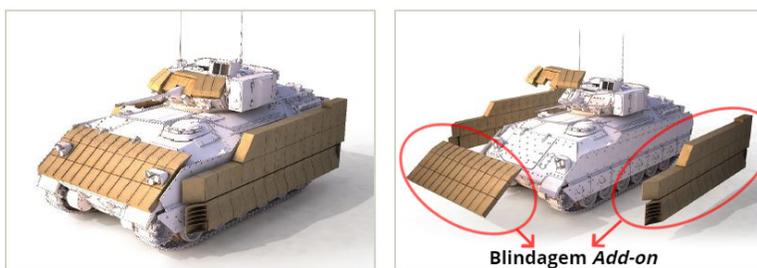


Figura 1: Armor Shield R.

Fonte: catálogo "Combat Proven Reactive Add-On Armor".

Um dos tipos de blindagem *Add-on* são as blindagens espaçadas de aço, Figura 2. Esse tipo de blindagem consiste na utilização de placas aço que são fixadas à blindagem base do veículo, tendo como principal característica a presença de um espaço vazio entre a placa e o veículo. Comparada com outros tipos de blindagem, a do tipo *Add-on* espaçada possui uma estrutura simples e é de fácil produção, além de ter um baixo custo (LIU et al., 2014). Blindagens espaçadas possuem diversas variações, dependendo do número de placas: duas placas de aço, colocadas em paralelo e espaçadas entre si (em muitos casos, 10mm). É comum que a lâmina interna possua uma dureza Brinell no valor de 500, enquanto que a externa varie entre 600 a 650 HB.

Portanto, o objetivo desse trabalho é realizar ensaios balísticos de laminados de aço para uma futura aplicação em blindagens *Add-on* espaçadas.



Figura 2: ensaio realizado com blindagem espaçada.

Fonte: https://live.staticflickr.com/4804/32440907188_df005a7a2f_b.jpg.

2 | BLINDAGEM BALÍSTICA ADD-ON

A Figura 3 apresenta uma tabela com concepções de blindagens do tipo *add-on* pesquisadas e analisadas.

1		<p>Método de construção nervurada. Esse método evita o uso de soldas e proporciona módulos com menor peso, que são substituíveis por dois homens ou equipamentos especiais. É constituído por: porcas de aperto (1), parafuso alongado (2), módulo de grelha (3) e blocos espaçadores (4).</p>
2		<p>Apresenta uma blindagem modular. Há o uso de braçadeiras para proteger as extremidades da blindagem, além de montagem e desmontagem simples. Seus principais componentes são: parafusos (1), buchas (2), blindagem modular (3), braçadeira (4), barra de suporte (5), tampa da braçadeira (6) e placa de apoio do veículo militar (7).</p>
3		<p>Blindagem modular externa. Constituído por uma placa explosão (que é montada no veículo, atenuando a deformação na estrutura do mesmo), perfis em L, onde a blindagem externa é fixada e os subconjuntos <i>add-on</i>, que são postos a frente da placa de explosão (esta última servindo como interface entre o <i>add-on</i> e o veículo).</p>

Figura 3: concepções de blindagens *add-on*.

Fonte: autoria própria.

A Figura 4 apresenta tipos de montagem de uma blindagem balística *add-on* (Figura 4) e sua análise (Figura 5).

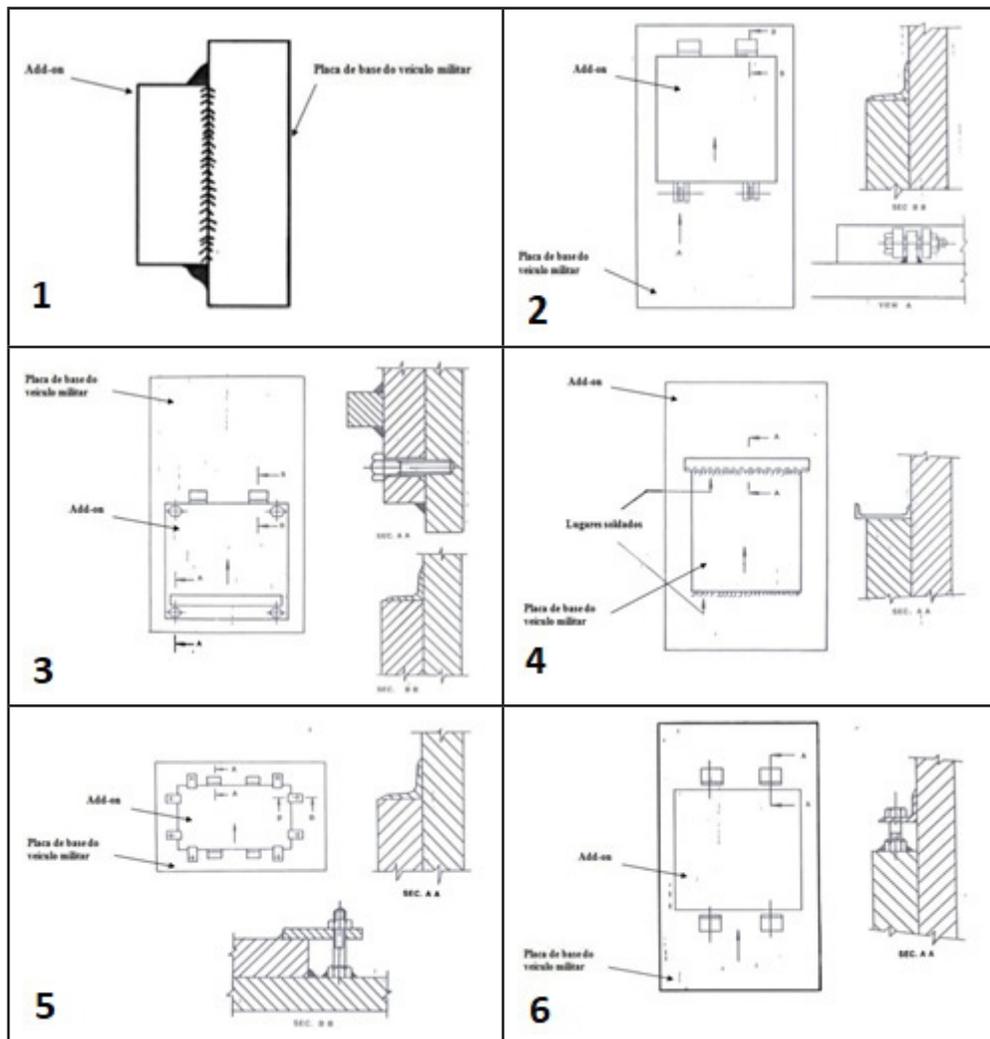


Figura 4: modos de montagem de uma blindagem balística *add-on*.

Fonte: Defense Science Journal (1996, Vol 46, p. 197 - 206).

Montagem n°	Objetivo
1	Usa somente solda para fixar o Add-On na placa de base do veículo militar.
2	Usa uma concepção simples de porca/parafuso em um dos lados e na outra extremidade há um perfil em L que trava o Add-On.
3	Usa parafusos de rosca para prender o Add-On na placa de base do veículo militar e um perfil em L que o trava na sua extremidade.
4	Temos uma soldagem parcial do Add-On na placa de base do veículo militar, juntamente com um perfil em U na sua extremidade, onde a mesma também é soldada.
5	Temos perfis em L nas duas extremidades do Add-On, na borda do mesmo usa-se uma extensão de uma chapa para fixa-lo a base do veículo militar com um conjunto porca/parafuso, evitando assim que o Add-On seja furdado.
6	Usa-se perfis em L juntamente com o conjunto porca/parafuso para fixar o Add-On a base do veículo militar.

Figura 5: descrição de cada modo de montagem.

Fonte: Defense Science Jornal (1996, Vol 46, p. 197 - 206).

Ou seja, um dos problemas tecno-científicos do desenvolvimento de uma blindagem *Add-on* é a concepção ou seleção do modo de fixação da mesma na blindagem do veículo. A Figura 6 (b) apresenta a blindagem modular *Add-on* polonesa denominada CAWA, que é constituída por placas cerâmica, metálica e polimérica de alta resistência. Possui considerável adaptabilidade para uso em objetos móveis, como portas de veículos blindados leves e containers, Figura 6 (a).

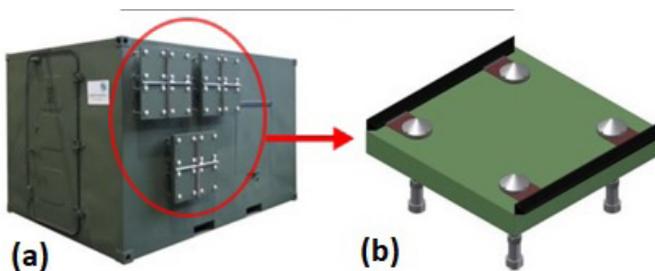


Figura 6: (a) container com blindagem *add-on* CAWA; (b) blindagem *add-on* CAWA.

Fonte: MORKA & KALISKIEGO.

A Figura 7 apresenta placas de blindagens *Add-on* espaçadas, desenvolvida pela indústria turca Nurol Makina ve Sanayi A.Ş.



Figura 7: placas de blindagens *add-on* espaçadas.

Fonte: catálogo Nurol Makina ve Sanayi A.Ş. (2013).

3 | IMPACTO BALÍSTICO EM LAMINADOS DE AÇO

Segundo (HU et al., 2002), os seis principais modos de penetração em impacto balístico em laminados de aço são apresentados na Figura 8. Se a espessura da blindagem é fina e dúctil, danos do tipo pétala, Figura 8 (f), usualmente ocorrem tanto na região frontal quanto distal. A falha por fragmentação, Figura 8 (e), ocorre em blindagens mais espessas, com boa resistência, mas que são frágeis. Fraturas frágeis e radiais, Figura 8 (a), ocorrem em sua maioria, em blindagens com chapas com caráter frágil. Caso a blindagem possua dureza e espessura medianas, o abaulamento traseiro e o alargamento dúctil do furo, Figuras 8 (d) e (b), podem ocorrer (o abaulamento vem a surgir caso o projétil comece a se aproximar da região posterior da placa, mas não perfure-a).

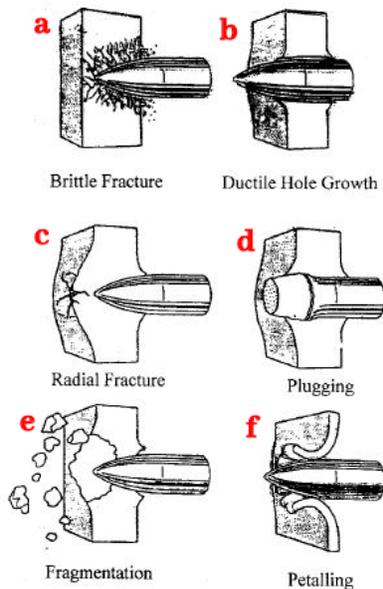


Figura 8: mecanismos de penetração balística.

Fonte: HU et al. (2002).

No estudo de UBEYLI et al. (2005), utiliza-se placas de aço ARBL 50CrV4, com espessuras de 6,5 e 8,5 mm. O projétil utilizado foi do tipo 7,62 x 51mm perfurante, com velocidade aproximada de 805 m/s. As placas ensaiadas foram perfuradas e sofreram fraturas.

A Figura 9 (a) mostra o dano de alongamento dúctil do furo, fratura tangencial múltipla com formação de furo na Figura 9 (b) e fratura tangencial simples com penetração incompleta do projétil na Figura 9 (c), tendo essas duas últimas um caráter frágil.

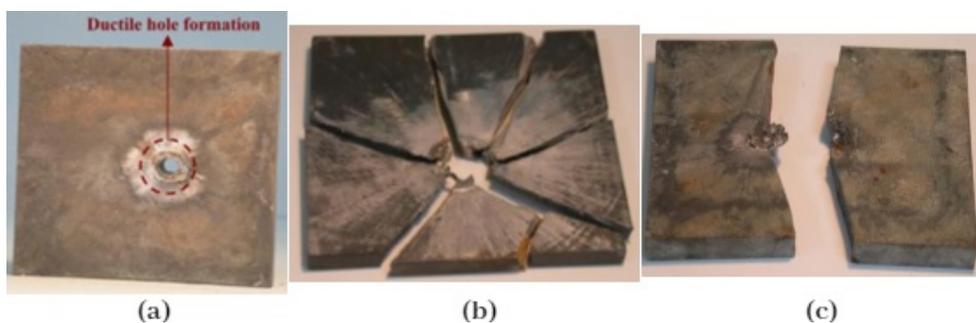


Figura 9: tipos de danos das amostras.

Fonte: UBEYLI et al. (2005).

SOUZA et al. (2016), usou um aço denominado VCB3Ti, com espessura de 8 mm, distância de tiro de 5m e 0° de inclinação das placas. O projétil foi um 7,62 x 51 mm perfurante com velocidades entre 552 m/s e 830 m/s.

Na figura 10, verifica-se que o aço possui danos por penetração em batoque (amolecimento do aço em torno do furo devido a temperatura) e por alargamento dúctil do furo.

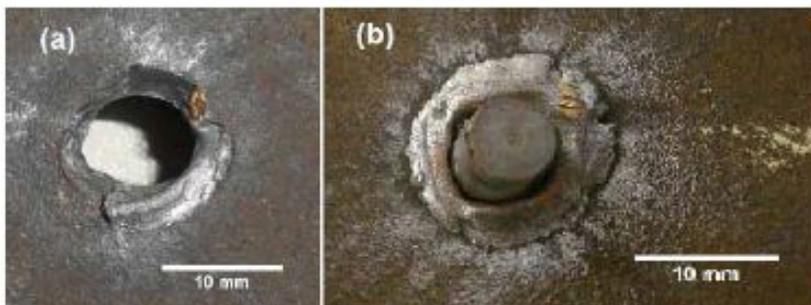


Figura 10: danos nos corpos de prova.

Fonte: SOUZA et al. (2016).

Em SANUSI et al. (2016), utiliza-se uma placa de aço SAN importada com 6 mm de espessura. O projétil usado é um APM2 calibre 0.30, velocidade de 830 m/s a uma distância de 20 m.

O resultado do ensaio (Figura 11) mostra que esse projétil não perfurou a placa, causando danos na parte frontal da mesma.



Figura 11: danos causados pelo projétil.

Fonte: SANUSI et al. (2016).

No trabalho de DEMIR et al. (2008), usa-se um aço ARBL AISI 4140 com dureza de 53,4 HRC e espessuras de 7,2, 9, 10,8, 12,7 e 14,4 mm. O projétil é um 7,62 mm perforante, disparado a 15 m dos alvos e com velocidade aproximada de 782 m/s.

Vê-se que as amostras com 12,7 e 14,4 mm de espessura, Figuras 12 (d) e (e), não foram perfuradas pelo projétil, ao contrário das menos espessas.

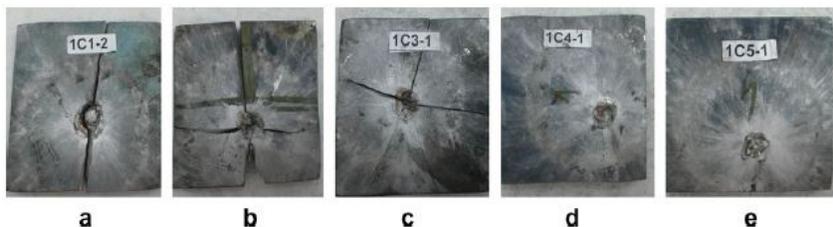


Figura 12: corpos de prova com espessuras distintas.

Fonte: DEMIR et al. (2008).

4 | MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Laminados de Aço Submetidos a Impacto Balísticos

Foi usado o software Autodesk Inventor (versão estudante) para os desenhos. A Figura 13 (a) apresenta o projeto conceitual dos módulos laminados de aço desenvolvidos e a Figura 13 (b) uma vista explodida mostrando os seus oito componentes: porcas, arruelas, parafusos, placa frontal MDF para proteção do conjunto, placa anterior de aço, interface (velcro, ar e adesivo epóxi), placa posterior de aço e placa traseira de polietileno. A Figura 14 mostra o conceito da estrutura montada que será fixada no veículo para o ensaio. A concepção foi baseada no projeto CAWA e no de SINGH et al. (2008).

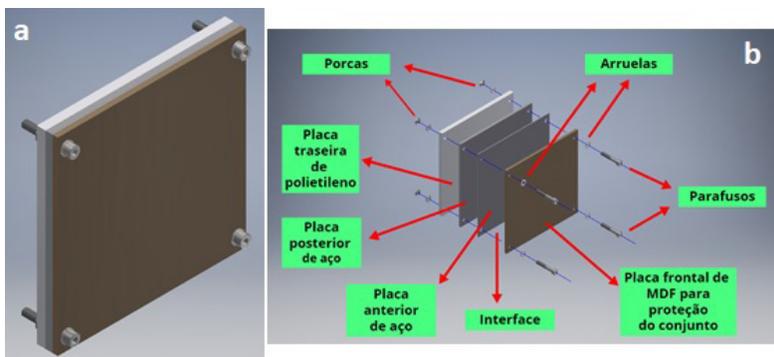


Figura 13: (a) conceito do módulo; (b) componentes do módulo.

Fonte: autoria própria.

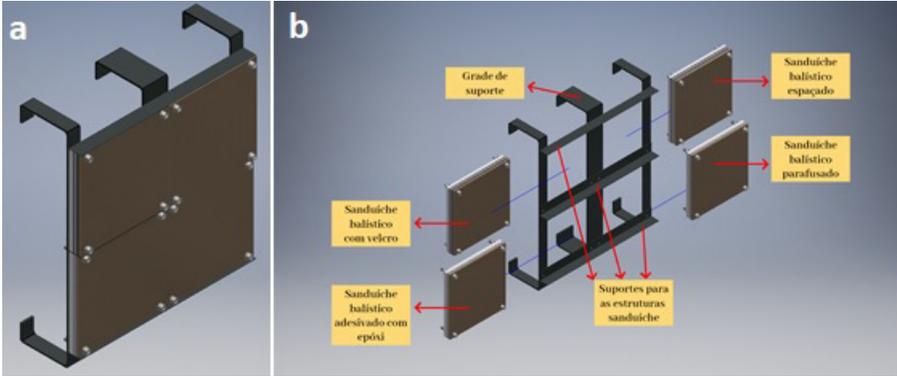


Figura 14: (a) conceito da estrutura completa; (b) componentes da estrutura completa.

Fonte: autoria própria.

A Figura 15 apresenta o projeto detalhado do módulo desenvolvido. Já os materiais que o compõem estão descritos na Figura 16, que apresenta os módulos laminados fabricados, sendo nomeados como: módulo com velcro na interface (espessura total de 24 mm), Figura 16 (a), módulo com espaçamento (espessura total de 30 mm), Figura 16 (b), módulo com adesivo epóxi (espessura total de 24 mm), Figura 16 (c) e o módulo fixado por parafusos (espessura total de 25 mm), Figura 16 (d). Todos os módulos apresentam as placas com as seguintes espessuras: a de MDF com 6 mm, duas placas de aço 1020 (a anterior com 2 mm e a posterior com 6 mm) e a de polietileno com 10 mm (a variação das espessuras totais se dão pelos materiais colocados nas interfaces).

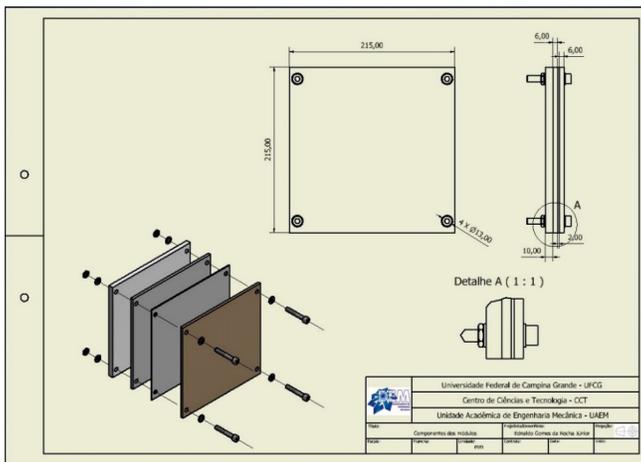


Figura 15: folha de desenho técnico do módulo.

Fonte: autoria própria.

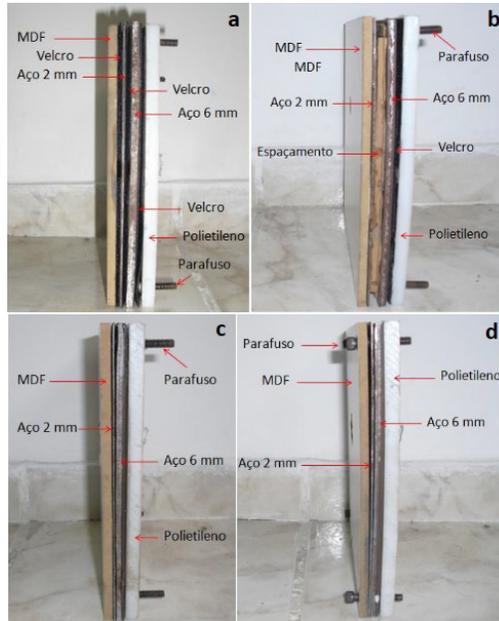


Figura 16: (a) módulo com velcro na interface; (b) módulo com espaçamento; (c) módulo com adesivo epóxi; (d) módulo fixado por parafusos.

Fonte: autoria própria.

Também foram testadas discos de aço com espessuras de 1/4", 1/2" e 1", como podem ser vistas na Figura 17.

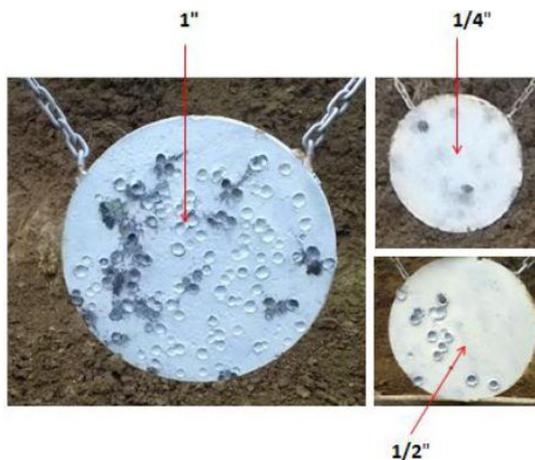


Figura 17: discos de aço testados.

Fonte: autoria própria.

4.2 Ensaio Balístico da Blindagem Add-On

A figura 18 (a) expõe a estrutura completa fabricada e pronta para a realização dos ensaios balísticos. O ensaio balístico foi realizado com o apoio do Grupo de Ações Táticas Especiais da Paraíba (GATE-PB). Em relação as armas, foram utilizados o Fuzil .308 IMBEL AGLC e o Fuzil Mauser cal 7,62, Figura 19 (c), com munição CBC 7,62 x 51 mm comum. Além disso, foi usado o cronógrafo balístico Shooting Chrony, modelo Alpha Chrony, Figura 18 (b), que tem a função de medir e registrar a velocidade dos disparos efetuados, que nesse ensaio, variaram entre 728,5 a 734 m/s. Os testes das estruturas estudadas para blindagem *add-on*, Figura 18 (c), foram realizados no Sítio Fazenda Floresta, localizado em Galante, distrito de Campina Grande – PB.



Figura 18: (a) estrutura pronta para o ensaio balístico; (b) cronógrafo balístico Shooting Chrony; (c) realização dos testes balísticos.

Fonte: autoria própria.

5 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

A tabela 1 mostra os resultados dos ensaios balísticos realizados nos módulos e nas placas circulares de aço. Como pode ser visto na Figura 19, todos os módulos ensaiados foram perfurados (bem como disco de aço de 1/4”), enquanto que os discos de 1/2” e de 1” não foram perfurados.

Configurações	Espessura do aço	Perfuradas	Não perfuradas
Disco de aço de 1/4"	6,35 mm	X	
Módulo com velcro na interface	8 mm (2 mm + 6 mm)	X	
Módulo com espaçamento	8 mm (2 mm + 6 mm)	X	
Módulo com adesivo epóxi	8 mm (2 mm + 6 mm)	X	
Módulo fixado por parafusos	8 mm (2 mm + 6 mm)	X	
Disco de aço de 1/2"	12,70 mm		X
Disco de aço de 1"	25,40 mm		X

Tabela 1: resultados dos ensaios balísticos.

Fonte: autoria própria.



Figura 19: módulos perforados.

Fonte: autoria própria.

A Figura 20 representa um mecanismo de dano que foi comum às placas de aço de todos os módulos ensaiados, que foi o de alargamento dúctil do furo. Esse tipo de dano pode ser visto nas pesquisas de UBEYLI et al. (2005) e de SOUZA et al. (2016), Figuras 10 (a) e 13, respectivamente.



Figura 20: placas de aço dos módulos perforadas.

Fonte: autoria própria.

Se tratando do material utilizado nas interfaces para a junção das placas, foram testados o velcro e o adesivo epóxi. Observa-se na Figura 21 (b) que o velcro apresentou boa aderência entre as interfaces do módulo, foi perfurado juntamente com a placa de aço de 2 mm (a esquerda) e sofreu um deslocamento lateral e parte de um descolamento na placa de aço de 6 mm (a direita). Todavia, manteve todas as placas unidas após os testes balísticos, como pode ser visto na Figura 21 (a). Já o adesivo epóxi, Figura 21 (c), se mostrou ineficiente para a junção das placas do módulo, sendo incapaz de manter as interfaces do MDF e das placas de aço unidas após os ensaios (ficando apenas a placa de polietileno em sua posição inicial), visto também na Figura 21 (a).

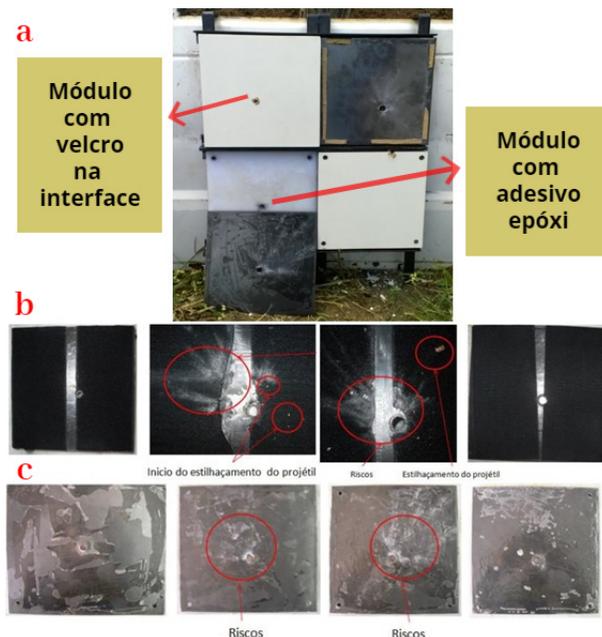


Figura 21: (a) módulos com velcro na interface e com adesivo epóxi após testes; (b) placas de aço com velcro perfurados e deslocados (c) interfaces das placas de aço com adesivo epóxi.

Fonte: autoria própria.

A placa de aço de 1/4" foi completamente perfurada pelo projétil, como observado na Figura 22 (a). O mecanismo de falha predominante na placa é o alargamento dúctil do furo. O diâmetro do orifício causado pelo projétil na placa foi de 15 mm. A placa de aço de 1/2" teve uma penetração incompleta. O mecanismo de falha predominante na placa foi a formação de pétalas (frontal) e na parte de trás da placa observa-se um abaulamento. Essas características citadas são observadas na Figura 22 (b). O diâmetro do dano causado pelo projétil foi de aproximadamente 18 mm e a altura do abaulamento foi de 4 mm. A placa de 1" teve uma pequena penetração e apresentou diâmetro do dano causado pelo projétil

também de aproximadamente 18 mm, Figura 22 (c).

Nesse projeto de pesquisa, a partir da placa de aço de 1/2" (12,70 mm), não houve perfuração, resultado que se aproxima dos valores obtidos por A. A. Almohandes et al (1995) e por DEMIR et al. (2008), esse último visto na Figura 12.



Figura 22: placa de aço homogênea de 1/4" ensaiada.

Fonte: autoria própria.

6 | CONCLUSÃO

A partir dos resultados obtidos, é possível concluir que todos os módulos foram perfurados pelo projétil. Além disso, o mecanismo de falha predominante em todas as configurações para o aço de 2 mm e 6 mm é o alargamento dúctil do furo. Por fim, é provável que o valor aproximado de blindagem para o aço 1020 é uma espessura igual ou maior que 1/2", para projéteis 7,62 mm com velocidade de 730 m/s, haja vista que houve perfuração da placa de 1/4" e a penetração incompleta nas de 1/2" e de 1".

AGRADECIMENTOS

Aos Policiais Militares 1º Tenente Laio Giordanni Evangelista Melo, Cabo Miguel Ângelo Lucena Ramalho e ao Soldado Wanderley Fernandes de Araújo, integrantes

do Grupo de Ações Táticas Especiais da Paraíba (GATE – PB), por cederem o lugar, equipamentos necessários e realizarem o ensaio balístico desse trabalho.

Ao CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico), que contribui constantemente para o desenvolvimento nacional e o reconhecimento das instituições de pesquisa e pesquisadores brasileiros pela comunidade científica internacional.

REFERÊNCIAS

ALMOHANDES, A.a.; ABDEL-KADER, M.s.; ELEICHE, A.m.. **Experimental investigation of the ballistic resistance of steel-fiberglass reinforced polyester laminated plates**. *Composites Part B: Engineering*, [s.l.], v. 27, n. 5, p. 447-458, jan. 1996. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/1359-8368\(96\)00011-x](http://dx.doi.org/10.1016/1359-8368(96)00011-x).

DEMIR, Teyfik; ÜBEYLI, Mustafa; YdLDdRdM, R. Orhan. **Investigation on the ballistic impact behavior of various alloys against 7.62mm armor piercing projectile**. *Materials & Design*, [s.l.], v. 29, n. 10, p. 2009-2016, dez. 2008. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2008.04.010>.

FLORES-JOHNSON, E.a.; SALEH, M.; EDWARDS, L.. **Ballistic performance of multi-layered metallic plates impacted by a 7.62-mm APM2 projectile**. *International Journal Of Impact Engineering*, [s.l.], v. 38, n. 12, p. 1022-1032, dez. 2011. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2011.08.005>.

GÁLVEZ, Vicente Sánchez; PARADELA, Laura Sánchez. **Analysis of failure of add-on armour for vehicle protection against ballistic impact**. *Engineering Failure Analysis*, [s.l.], v. 16, n. 6, p. 1837-1845, set. 2009. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2008.09.007>.

HORSFALL, I. et al. **Shaped Charge Attack of Spaced and Composite Armour**. 23rd International Symposium On Ballistics Tarragona, Spain 16-20 April 2007.

HU, Chia-jung; LEE, Pee-yew; CHEN, Jium-shyong. **Ballistic performance and microstructure of modified rolled homogeneous armor steel**. *Journal Of The Chinese Institute Of Engineers*, [s.l.], v. 25, n. 1, p. 99-107, jan. 2002. Informa UK Limited. <http://dx.doi.org/10.1080/02533839.2002.9670684>.

SANUSI, O. M et al. **MECHANICAL AND BALLISTIC CHARACTERIZATION OF ARMOUR STEEL PLATE AGAINST 0.30-CALIBRE APM2 ARMOUR PIERCING PROJECTILE**. *Ife Journal Of Technology*, Vol. 24(1), 1-5, 2016, Nigeria, v. 24, p. 1-5, 2016.

SINGH, Y. et al. **Does layered spaced armor multiply it's overall effect (against both heat and kinetic rounds)?** 2019. Disponível em: <https://www.quora.com/Does-layered-spaced-armor-multiply-it-s-overall-effect-against-both-heat-and-kinetic-rounds>. Acesso em: 14 mai. 2020.

SOUZA, Elson Renato Santos. **ESTUDO DO COMPORTAMENTO MICROESTRUTURAL E BALÍSTICO DE UM AÇO DE BLINDAGEM APÓS A SOLDAGEM**. 2014. 184 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Mecânica, Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, 2014.

SWEBOR. **WHAT IS ARMOUR STEEL?** 2019. Disponível em: <https://www.swebor.se/what-is-armor-steel/>. Acesso em: 14 mai. 2020.

ÜBEYLI, Mustafa et al. **On the comparison of the ballistic performance of steel and laminated composite armors**. *Materials & Design*, [s.l.], v. 28, n. 4, p. 1257-1262, jan. 2007. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2005.12.005>.

CAPÍTULO 6

CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DE FILMES HÍBRIDOS BIODEGRADÁVEIS COMPOSTOS POR FÉCULA DE BATATA (FB), GELATINA BOVINA (GB) E QUITOSANA (QT)

Data de aceite: 01/09/2020

Francielle Cristine Pereira Gonçalves

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/5554547181776481>

Kristy Emanuel Silva Fontes

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/3191482294056161>

Elano Costa Silva

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/8216220087299776>

Arthur Domingos Mesquita De Moraes

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/0679219173335503>

Dyana Alves De Oliveira

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/1596824210042761>

Théo Martins De Alencar Paiva

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/9506952856006830>

Ricardo Alan Da Silva Vieira

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/1002913847003255>

Manoel Quirino da Silva Júnior

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/0442576277649249>

Francisco Leonardo Gomes de Menezes

Universidade Federal Rural do Semi Árido –
UFERSA
Mossoró, Rio Grande do Norte
<http://lattes.cnpq.br/3229396868250843>

RESUMO: O objetivo deste estudo foi obter e caracterizar filmes biodegradáveis constituídos por quitosana (QT), fécula de batata (FB) e gelatina bovina (GB). Os filmes produzidos foram compostos por quitosana, fécula de batata e gelatina bovina com base em um planejamento experimental empregando o plano ternário de mistura, tendo como fator fixo, a 20% de matéria seca, o sorbitol. As soluções filmogênicas foram obtidas pela técnica casting e, subsequentemente, foram cortados em corpos de prova, para a realização da caracterização mecânica. Esses materiais surgem como alternativa para a substituição dos filmes produzidos a partir de polímeros sintéticos. Os resultados apontaram que a incorporação de quitosana resultou em um aumento na resistência à tração e alongamento na ruptura e uma diminuição no módulo de

Young, além de originar uma estrutura homogênea e compacta. A fécula de batata derivou filmes com altos limites de resistência a tração e módulo de elasticidade, porém de baixo alongamento. Já a gelatina bovina, conferiu as soluções o caráter da flexibilidade, originando baixo limite de resistência a tração e módulo de Young. A partir do que se foi analisado, os resultados expressam que as composições filmogênicas biodegradáveis poderiam ser aplicadas na produção de embalagens para diversas aplicações.

PALAVRAS - CHAVES: Filmes, Biodegradáveis, Caracterização mecânica, Embalagens.

MECHANICAL CHARACTERIZATION OF BIODEGRADABLE HYBRID FILMS COMPOSED OF POTATO STARCH (PS), BOVINE GELATIN (BG) AND CHITOSAN (CH)

ABSTRACT: The focus of this study was to obtain and characterize biodegradable films consisting of chitosan (CH), potato starch (PS) and bovine gelatin (BG). The films produced were composed of chitosan, potato starch and bovine gelatin based on an experimental design using the ternary mixing plan, with sorbitol as a fixed factor of 20% dry matter. The filmogenic solutions were obtained by the casting technique and, subsequently, were cut into test specimens, to carry out the mechanical characterization. These materials appear as an alternative for the replacement of films produced from synthetic polymers. The results showed that the incorporation of chitosan resulted in an increase in tensile strength and elongation at break and a decrease in Young's modulus, in addition to originating a homogeneous and compact structure. The potato starch derived films with high limits of tensile strength and modulus of elasticity, but with low elongation. Bovine gelatin, on the other hand, gave the solutions the character of flexibility, resulting in a low limit of tensile strength and Young's modulus. Based on what has been analyzed, the results express that biodegradable film-forming compositions could be applied in the production of packaging for various applications.

KEYWORDS: Films, Biodegradables, Mechanical characterization, Packaging.

1 | INTRODUÇÃO

Dentre as indústrias que contribuem ativamente para a produção de resíduos não biodegradáveis estão às indústrias de embalagens plásticas, cujos plásticos derivados de petróleo refletem cerca de um quinto do volume dos resíduos urbanos [11, 28, 29]. Diversos materiais poliméricos são fabricados com a base de combustíveis fósseis e estes são empregados amplamente na produção de materiais em várias indústrias, com ênfase na de embalagem. Tais produtos são não renováveis e biorecalcitrantes, retratando um severo problema ambiental [2, 4, 17, 22].

A fim de sanar essa questão, ocorreu um acréscimo na produção mundial dos materiais biopoliméricos, estes são biodegradáveis e provenientes de uma imensa variedade de recursos renováveis [8, 9, 31]. Uma das alternativas promissoras é a produção de filmes biodegradáveis. Estes podem ser empregados em embalagens ou incorporados em soluções que contenham polímeros sintéticos para diminuir custos e elevar a disponibilidade dos materiais biodegradáveis com fins comerciais [8, 14, 31].

Inúmeros trabalhos analisaram a fabricação de biopolímeros com base em proteínas (do trigo, do leite, gelatina e colágeno) e polissacarídeos (quitosana, amido e goma xantana) [13]. A gelatina é um polímero natural que se apresenta como um pó quebradiço, translúcido, incolor e quase sem sabor. A gelatina é obtida principalmente da pele e ossos de suínos e bovinos [7]. Por possuir fácil aplicação e alta disponibilidade, é amplamente utilizada na indústria farmacêutica, de alimentos e cosméticos [35]. Quando a gelatina é misturada com um plastificante, como glicerina ou sorbitol, forma filmes fortes, flexíveis, transparentes e impermeáveis ao oxigênio [7].

Os polissacarídeos é uma classe de materiais que se destaca dentre esses materiais ambientalmente sustentáveis. Os biopolímeros, como o amido ou fécula, possuem alta biodegradabilidade, baixo custo, além do fato deste ser um recurso renovável. Todavia, essa classe possui baixa flexibilidade, alta fragilidade, bem como alta absorção de umidade [26]. Apesar dos filmes e revestimentos de polissacarídeos apresentarem adequadas propriedades de barreira contra gases e lipídeos, estes formam uma barreira pobre ao vapor da água [10, 19]. Considerando estes aspectos, diversas linhas de pesquisas buscam melhorias nessas características e plastificantes como glicerol e outros polióis estão sendo incorporados à estas composições de biopolímeros visando um avanço na estrutura e propriedades destes, dentre os quais a fécula de mandioca [18, 29], amido de milho [24,32] e fécula de batata [3,20].

Outro polissacarídeo promissor é a quitosana. Esse polissacarídeo catiônico possui natureza atóxica e biodegradável. É derivada principalmente da reação termoquímica alcalina de desacetilação parcial da quitina, que é farta na natureza e localizada em exoesqueletos de crustáceos como caranguejo, camarão e lagosta, além de outras fontes como insetos, moluscos, fungos e algas [34, 37]. Um excelente filme pode ser aperfeiçoado com as características da quitosana produzindo um polímero adequado para um vasto conjunto de aplicações. Cada aplicação requer um filme de quitosana com propriedades físico-químicas e biológicas específica, incluindo as propriedades térmicas, de barreira, antimicrobiana, mecânica etc. [23].

Diversas pesquisas estão sendo publicadas sobre o estudo de aditivos com a intenção de aperfeiçoar as propriedades mecânicas e de barreira dos filmes produzidos a partir de fontes biodegradáveis, principalmente amido e gelatina. Alguns autores apostam na utilização de blendas poliméricas, que visam ampliar ou compensar deficiências entres os componentes da mistura [12,21].

Nesse contexto, este estudo tem como objetivo de obter filmes compostos por quitosana, gelatina bovina e fécula de batata (*Solanum tuberosum*) por meio da técnica *casting* e caracterizá-lo quanto às suas propriedades mecânicas para a substituição de materiais produzidos a partir de polímero sintético. A escolha desses constituintes se deu a partir de sua abundância na região do semiárido e da probabilidade de serem fabricados com as tecnologias adaptadas à realidade da região.

2 I MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Materiais

A fécula de batata foi obtida a partir da empresa Kouzina Alimentos Saudáveis (BRASIL). A quitosana foi adquirida da empresa Polymar (BRASIL) com o grau de desacetilação a 97%. A Solução de ácido acético glacial 1 mol.L⁻¹ (PA – 99,7%) foi obtido da empresa IMPEX - Labimpex Indústria e Comércio de Produtos Para Laboratório LTDA. O sorbitol P.S. (C₆H₁₄O₆) foi obtido junto a empresa VETEC Química Fina (BRASIL). A gelatina bovina em pó, incolor e sem sabor foi adquirida da empresa Barbosa Irmãos LTDA (BRASIL).

2.2 Planejamento experimental

Foi utilizado um plano ternário de mistura, com 03 repetições no ponto central, resultando em 16 experimentos, para obtenção de um modelo de segunda ordem. As variáveis independentes utilizadas foram, os percentuais de quitosana (QT), gelatina (GB) e fécula de batata (FB). Enquanto as variáveis dependentes avaliadas foram limite de resistência a tração (LRT), módulo de elasticidade (ME) e alongamento na ruptura (AL). O plastificante sorbitol foi empregado como um elemento constante, a 20% em relação à matéria seca, durante a produção das soluções filmogênicas. O planejamento experimental com valores reais pode ser observado na tabela 1.

Composição dos filmes			
	Quitosana (%)	Fécula (%)	Gelatina(%)
1	100	0	0
2	0	100	0
3	0	0	100
4	0	50	50
5	50	0	50
6	50	50	0
7	33,33	33,33	33,33
8	33,33	33,33	33,33
9	33,33	33,33	33,33
10	33,33	33,33	33,33
11	80	20	0
12	0	80	20
13	80	0	20
14	20	0	80
15	20	80	0
16	0	20	80

Tabela 1: matriz do plano central de mistura com valores reais.

2.3 Produção dos Biofilmes

Os filmes foram produzidos a partir do método *casting* utilizando 3% de massa seca. Os materiais foram pesados em uma balança analítica de precisão digital (AY220 da MARTE) com resolução de 0,0001g do Laboratório De Processos Químicos Da Universidade Federal Rural Do Semiárido (UFERSA). As composições dos filmes foram pré-determinadas a fim de que os filmes obtivessem uma matriz homogênea e coesa possibilitando a realização das caracterizações. Após a preparação das misturas puras de cada biopolímero, a fécula de batata, a quitosana e a gelatina, os volumes de cada solução foram mensurados, com o auxílio de uma proveta graduada, de acordo com a variação dos pontos apresentados na tabela 01. Em seguida, as misturas foram depositadas em bandejas (15 mm x 15 mm) e encaminhadas para secagem em uma estufa com renovação de ar (TE-394/1 da TECNAL) do Laboratório de Análise Química da UFERSA a uma temperatura de 50°C durante 05 horas.

2.3.1 Mistura pura à base de Fécula de Batata

Inicialmente, foram produzidas as misturas puras das composições de fécula de batata, gelatina e quitosana. A fécula de batata, juntamente com o sorbitol e a água destilada foram incorporados sob agitação constante por um agitador magnético com aquecimento (ref. 752a da FISATOM), por aproximadamente 40 min em um banho térmico, a uma temperatura de aproximadamente 90°C, até a completa gelatinização da fécula, com base na metodologia de FADEYBI *et.al* [11].

2.3.2 Mistura pura à base de Gelatina Bovina

A gelatina bovina, inicialmente, foi hidratada por uma hora com 70% da água destilada utilizada para a composição da mistura e em seguida, combinada ao sorbitol e aos 30% de água destilada restantes. Essa combinação foi homogeneizada por um agitador magnético com aquecimento (ref. 752a da FISATOM), por aproximadamente 50 min em um banho térmico, a uma temperatura de aproximadamente 60°C, até a completa gelatinização, empregando a metodologia descrita por FAKHOURI *et.al* [12].

2.3.3 Mistura pura à base de quitosana

A quitosana, juntamente com o sorbitol e o ácido acético (1% em massa) foram incorporados por um agitador magnético com aquecimento (ref. 752a da FISATOM), por aproximadamente 45 min em um banho térmico, a uma temperatura de aproximadamente 90°C, aplicando a metodologia empregada por LIU *et.al* [21].

2.4 Espessura dos Biofilmes

As espessuras dos corpos de prova foram obtidas em cinco pontos aleatórios com um micrômetro analógico da EDA com resolução de 0,01 mm.

2.5 Ensaios Mecânicos

Os corpos de prova com dimensões de 20 mm x 100 mm, foram ensaiados para aquisição das propriedades mecânicas (limite de resistência a tração, módulo de elasticidade e alongamento na ruptura) de acordo com a norma ASTM D3039M em uma máquina universal de ensaios (DL 10000 da EMIC), com uma célula de carga de 5kn a uma temperatura de 23°C, com uma velocidade de ensaio de 5 mm.min⁻¹. Cinco corpos de prova foram ensaiados para cada composição do plano ternário de mistura. O parâmetro de escolha para a definição dos filmes a serem empregados em embalagens comerciais (para suporte de alimentos) são as propriedades mecânicas, isso visto que as embalagens necessitam possuir determinado desempenho mecânico que facilite o transporte e a manipulação do produto.

2.6 Análise Estatística

Os dados obtidos através do planejamento foram avaliados com base no software Statistica® 12.5 (StatSoft, Inc., USA). Foi utilizada uma análise dos valores preditos em função dos valores observados para o modelo ajustado de cada resposta. Ao decorrer da realização dos ajustes nos modelos alguns efeitos foram ignorados.

3 | RESULTADOS

3.1 Espessura

Os filmes produzidos apresentaram a espessura entre 0,11 e 0,77 mm. Esse intervalo de espessuras ocorreu em decorrência da composição e concentração de diferentes biopolímeros em cada ensaio analisado. Segundo OLIVEIRA *et.al* [27] e SOUZA *et. al* [33], a variação de espessura poderá derivar de diversas condições, por exemplo: acúmulo ou dispersão do biopolímero, existência de aditivos, porção da solução de filme utilizada, além das técnicas de obtenção, corroborando com as medições obtidas neste estudo, caracterizadas pela composição e concentração de diferentes biopolímeros aplicados em cada solução filmogênica.

3.2 Propriedades Mecânicas

Em um filme biodegradável deve existir determinada resistência mecânica e alongamento apropriado que possibilite a coesão e integridade durante a emissão ou acessão de esforços. Em testes realizados foram obtidos valores de algumas variáveis, Limite de Resistência à Tração (LRT), Módulo de Elasticidade (ME) e Alongamento na Ruptura (AI) e os modelos codificados propostos para descrever o Limite de Resistência

à Tração (LRT), o Módulo de Elasticidade (ME) e o Alongamento na Ruptura (Al) são descritos pelas Eqs. (1), (2) e (3).

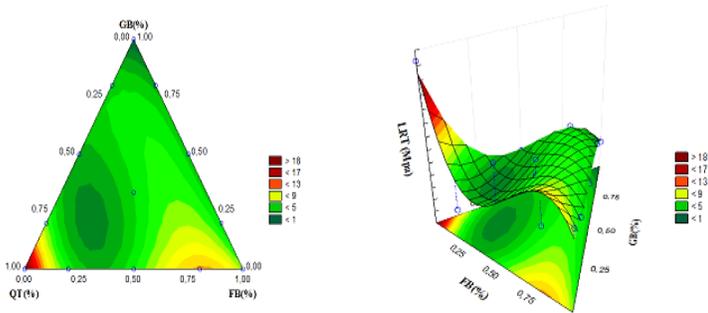
$$LRT = +19,013 \times QT + 7,414 \times FB + 0,791 \times GB - 29,611 \times QT \times FB - 24,698 \times QT \times GB + 1,658 \times FB \times GB + 48,402 \times QT \times FB \times GB - 65,380 \times QT \times FB \times (QT - FB) - 45,152 \times QT \times GB \times (QT - GB) - 13,10 \times FB \times GB \times (FB - GB). \quad (1)$$

$$ME = 59,909 \times QT + 35,957 \times FB + 15,326 \times GB + 3,594 \times QT \times FB - 86,474 \times QT \times GB + 146,691 \times FB \times GB + 40,527 \times QT \times FB \times GB - 443,972 \times QT \times FB \times (QT - FB) - 72,786 \times QT \times GB \times (QT - GB) - 17,590 \times FB \times GB \times (FB - GB). \quad (2)$$

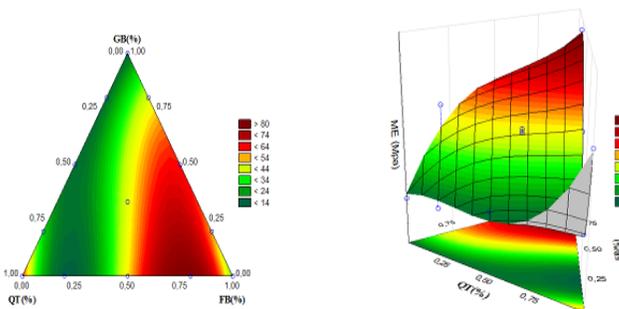
$$AL = +25,745097 \times QT - 6,5942585 \times FB + 34,79610 \times GB + 50,39662 \times QT \times FB + 32,5247 \times QT \times GB - 7,78503 \times FB \times GB - 162,30246 \times QT \times FB \times GB - 78,845571 \times QT \times FB \times (QT - GB) - 27,4721 \times QT \times GB \times (QT - GB) + 1,93716 \times FB \times GB \times (FB - GB). \quad (3)$$

As superfícies de resposta exibidas na Figura 1 foram elaboradas para verificar a interação entre os três componentes dos filmes, que são: a fécula de batata, gelatina bovina e quitosana. As análises são realizadas sobre as propriedades mecânicas, as quais são nomeadas como: (a) Limite de Resistência à Tração (LRT), (b) Módulo de Elasticidade (ME) e (c) Alongamento na Ruptura (Al).

a. Limite de Resistência à Tração (LRT) ($R^2 = 0,98639$)



b. Módulo de Elasticidade (ME) ($R^2 = 0,92640$)



c. Alongamento na Ruptura (AI) ($R^2 = 0,84469$)

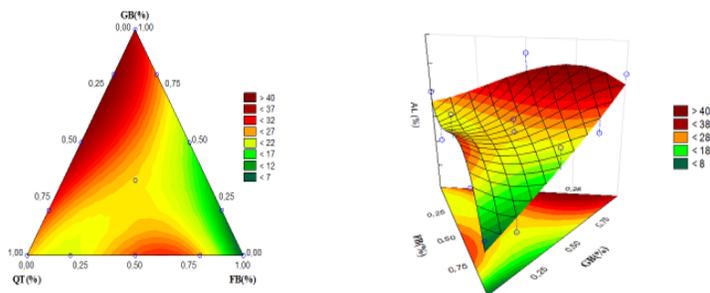


Figura 1: Superfícies de resposta para (a) Limite de Resistência à Tração (LRT), (b) Módulo de Elasticidade (ME) e (c) Alongamento na Ruptura (AI) dos filmes como função da concentração da fécula de batata, gelatina bovina e quitosana.

Analisando a Figura 1 (a) Limite de Resistência à Tração (LRT), é possível verificar que tanto o teor de fécula de batata, como a gelatina bovina e o teor de quitosana influenciam na resistência das amostras, com base no modelo (Eq. 1). A fécula de batata desempenha um parâmetro linear decrescente. Isso ocorre em virtude de que a fécula possui um caráter de natureza hidrofílica, juntamente ao sorbitol, resultando em um filme de característica frágil, como visto anteriormente na Tabela 1. REN *et. al* [30] observou que a fécula de batata concede a matriz do filme elevada fragilidade em decorrência dos processos de absorção de água que podem acarretar o desenvolvimento de concentradores de tensão, originando os defeitos, derivados do processo em questão, alterando as propriedades mecânicas do filme e reduzindo a resistência mecânica.

Por outro lado, a quitosana desempenha um parâmetro linear crescente. Isso implica que a adição de quitosana proporciona um aumento expressivo no LRT dos filmes. BOURTOOM e CHINNAN [6] explicam que a melhora do LRT é alcançada devido a uma elevada formação de ligação de hidrogênio intermolecular entre NH_3^+ da espinha dorsal da quitosana e OH^- da fécula de mandioca. Os grupos amina (NH_2) da quitosana foram prolongadas para NH_3^+ na solução de ácido acético, e por outro lado, as estruturas cristalinas ordenadas das moléculas de fécula foram desfeitas devido o processo de gelatinização, derivando nos grupos OH^- sendo submetido a formar imediatamente ligações de hidrogênio com NH_3^+ da quitosana, elevando assim o LRT dos filmes.

Os filmes produzidos a partir da gelatina bovina deveriam possuir uma estrutura rígida e frágil devido a soma das interações entre cadeias de proteínas, porém, WIHODO e MORARU [36] comprovam que a utilização do plastificante sorbitol nesse estudo cedeu à matriz de Gelatina bovina uma estrutura com alta extensibilidade e flexível, isso devido ao baixo peso molecular do sorbitol originando uma maior mobilidade entre as moléculas dessa matriz, contribuindo para um baixo LRT quando comparado às outras formulações.

No caso dos filmes de quitosana com a adição de gelatina, estes permitem o desenvolvimento de uma rede com propriedades funcionais mais altas. CAVA-ESTRADA *et. al* [7], confirmam que as propriedades mecânicas aprimoradas das misturas proteína-polissacarídeo são atribuídas às interações intermoleculares múltiplas e fortes (por ligação de hidrogênio, formação de ligação dipolo-dipolo e efeitos de carga) entre grupos hidroxila das cadeias poliméricas.

De acordo com a Equação 2 e a Figura 1 (b) Módulo de Elasticidade (ME) é possível observar que tanto a quitosana, como a fécula de batata e a gelatina bovina possuem influência sobre o ME. Além da estabilidade mecânica, outros fatores devem ser considerados, como os valores da elasticidade, a qual é uma propriedade relevante para o uso dos filmes. AHMED E IKRAM [1] conferiram que o efeito do plastificante interfere na cadeia polimérica, diminuindo as forças intermoleculares suavizando a rigidez do filme e aumentando a mobilidade do polímero, o que também foi comprovado neste modelo. A mistura da quitosana com a gelatina bovina aumentou os valores de estabilidade mecânica, porém subtraiu a estabilidade do filme, o que pode ser comprovado pela superfície de resposta apresentada na Figura 1. NANDI [25] demonstra que a interação da fécula de batata com quitosana exibe altos valores de elasticidade e que a baixa mobilidade da cadeia dos componentes aumentou o valor percentual de Módulo de Elasticidade.

Com base na Equação 3 e analisando a Figura 1 (c) Alongamento na Ruptura (AI) os três componentes influenciam no alongamento dos filmes. A quitosana exerce o parâmetro linear crescente. Isso ocorre por influência da sua elevada flexibilidade, como citado anteriormente. Alongamento na ruptura dos filmes de quitosana e fécula de batata elevou-se de acordo com o aumento da concentração de quitosana, porém diminuiu com a mais alta concentração de quitosana analisada. A taxa de flexibilidade dos filmes é decorrente da concentração de quitosana e devido à interação das cadeias plastificantes e poliméricas que facilitam o deslizamento da corrente e contribuem assim para aperfeiçoar a flexibilidade geral e a mobilidade da cadeia. Já o com presença da fécula se verifica que estas satisfazem o parâmetro linear decrescente. LIU *et. al* [21] afirma que isso se deve, possivelmente, em função da sua hidrofiliçidade que fragiliza a amostra e compromete a plasticidade dos filmes. SUDERMAN *et. al* [35] afirma que a plasticidade de um filme pode ser alcançada pela composição de um polímero com um composto de baixo peso molecular ou com outro polímero que reduza a cristalização e aumente a flexibilidade da cadeia e que o plastificante reduz a interação molecular, aumentando assim, os espaços moleculares, ocasionando maior alongamento dos filmes. Assim, a superfície de resposta analisada (Figura 1 (c)) exibe que a interação entre gelatina (GB) e quitosana (Q) elevou os valores dessa propriedade. A gelatina se apresenta como o polímero de baixo peso com características plastificantes, o que contribui para o aumento da propriedade em análise, além da porcentagem de 20% de adição de plastificante como o sorbitol, utilizado neste estudo também contribui para o aumento do alongamento.

3.2.1 Valores preditos e valores observados

Inicialmente, é possível observar que os valores de R^2 das propriedades mecânicas dos filmes quitosana, fécula de batata e gelatina bovina, contidos na Tabela 3, foram elevados resultando em uma baixa diferença entre os valores preditos e observados. Na Figura 2, é possível observar a dispersão dos valores observados em relação aos valores preditos.

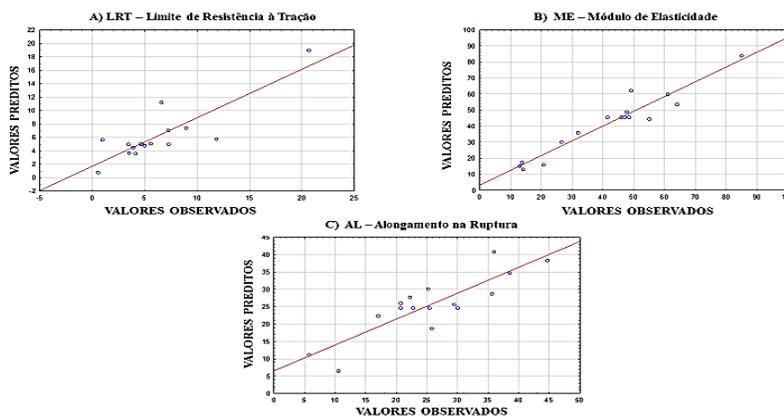


Figura 2: Gráficos de valores preditos e valores observados para (a) Limite de Resistência à Tração (LRT), (b) Módulo de Elasticidade (ME) e (c) Alongamento na Ruptura (AL) dos filmes como função da concentração da fécula de batata, gelatina bovina e quitosana.

Na Figura 2 é possível observar a diferença entre os valores preditos e observados. É evidente que o modelo cúbico escolhido foi o mais ajustável a essa análise, além de sua capacidade em predição das propriedades mecânicas dos filmes para as composições de fécula de batata, gelatina bovina e quitosana empregadas no estudo realizado. Tanto na Figura 2 a) LRT (MPa) como na Figura 2 b) ME (%), como na figura 2 c) AL é possível observar uma dispersão dos valores observados ao longo da reta de valores preditos e isso é caracterizado pelo elevado valor de R^2 , corroborando que os modelos obtidos são adequados para predição.

4 | CONCLUSÕES

As soluções filmogênicas de fécula de batata, quitosana e gelatina bovina ofereceram características adequadas para a obtenção de filmes biopoliméricos. Os filmes de quitosana e fécula de batata apresentaram melhores propriedades mecânicas, com a elevação destas concentrações, maiores propriedades mecânicas foram atingidas.

Os modelos utilizados para análise foram significativos e confirmaram que os teores de quitosana e fécula de batata interferem em todas as propriedades mecânicas analisadas como visto nos gráficos de modelos preditos em relação aos observados.

A partir desse estudo é possível observar que os filmes compostos por fécula de batata podem melhorar o seu desempenho com a adição de determinadas concentrações de quitosana permitindo o desenvolvimento de filmes para uso como filmes de embalagem de diversas aplicações.

REFERÊNCIAS

1. AHMED, S., & IKRAM, S. **Chitosan and gelatin based biodegradable packaging films with UV-light protection**. *Journal of Photochemistry and Photobiology B: Biology*, 163, 115–124, 2016.
2. AZEREDO, H. M. C.; ROSA, M. F.; MATTOSO, L. H. C. **Nanocellulose in bio-based food packaging applications**. *Industrial Crops and Products*, [s. l.], v. 97, p. 664-671, 2017.
3. BALAKRISHNAN, P.; SREEKALA, M. S.; KUNAVAR, M.; HUSKIĆ, M.; THOMAS, S. **Morphology, transport characteristics and viscoelastic polymer chain confinement in nanocomposites based on thermoplastic potato starch and cellulose nanofibers from pineapple leaf**. *Carbohydrate Polymers*, [s. l.], v. 169, p. 176–188, 2017.
4. BALDWIN, E.A.; HAGENMAIER, R; BAI, J (Ed.). **Edible coatings and films to improve food quality**. 2nd Edition. Boca Raton: CRC Press, 415p, 2011.
5. BOURTOOM, T.; CHINNA, M.S.; **Preparation and properties of rice starch-chitosan blend biodegradable film**. *LWT-Food Sci. Technol.* 41 (2008) 1633–1641.
6. CALVA-ESTRADA, S.; JIMÉNEZ-FERNÁNDEZ, M.; LUGO, E. **Protein-Based Films: Advances in the Development of Biomaterials Applicable to Food Packaging**. *Food Engineering Reviews*, 2019. 11. 78-92. 10.1007/s12393-019-09189-w.
7. DAS, O.; BHATTACHARYYA, D.; SARMAH, A. K. **Sustainable eco-composites obtained from waste derived biochar: a consideration in performance properties, production costs, and environmental impact**. *Journal of Cleaner Production*, [s. l.], v. 129, p. 159-168, 2016.
8. DICKER, M. P. M.; DUCKWORTH, P. F.; BAKER, A. B.; FRANCOIS, G.; HAZZARD, M. K.; WEAVER, P. M. **Green composites: A review of material attributes and complementary applications**. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, [s. l.], v. 56, p. 280–289, 2014.
9. ELSABEE, M. Z.; ABDU, E. S. **Chitosan based edible films and coatings: A review**. *Materials Science and Engineering C*, v. 33, n. 4, p. 1819–1841, 2013.
10. FADEYIBI, A.; OSUNDE, Z. D.; AGIDI, G.; EVANS, E. C. **Flow and strength properties of cassava and yam starch-glycerol composites essential in the design of handling equipment for granular solids**. *Journal of Food Engineering*, [s. l.], v. 129, p. 38-46, 2014.

11. FAKHOURI, F. M.; MARTELLI, S. M.; CAON, T.; VELASCO, J. I.; MEI, L. H. I. **Edible films and coatings based on starch/gelatin: Film properties and effect of coatings on quality of refrigerated Red Crimson grapes.** *Postharvest Biology and Technology*, 2015. 109, 57–64.
12. FERNANDES, A. P. S.; COSTA, J. B.; SOARES, D. S. B.; MOURA, C. J. DE; SOUZA, A. R. M. DE. **Application of biodegradable films produced from irradiated whey protein concentrate.** *Pesquisa Agropecuária Tropical, Goiânia-GO*, v. 45, n. 2, p. 192-199, 2015.
13. GANIARI, S.; CHOULITOU, E.; OREOPOULOU, V. **Edible and active films and coatings as carriers of natural antioxidants for lipid food.** *Trends in Food Science and Technology*, v. 68, p. 70-82, 2017.
14. GURUNATHAN, T.; MOHANTY, S.; NAYAK, S. K. **A Review of the Recent Developments in Biocomposites Based on Natural Fibres and Their Application Perspectives.** *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, [s. l.], v. 77, p. 1–25, 2015.
15. KOROL, J.; BURCHART-KOROL, D.; PICHLAK, M. **Expansion of environmental impact assessment for eco-efficiency evaluation of biocomposites for industrial application.** *Journal of Cleaner Production*, [s. l.], v. 113, p. 144-152, 2016.
16. LIANG, J.; LUDESCHER, R. D. **Effects of glycerol on the molecular mobility and hydrogen bond network in starch matrix.** *Carbohydrate Polymers*, [s. l.], v. 115, p. 401–407, 2015.
17. LIU, H. H.; ADHIKARI, R.; GOU, Q. P.; ADHIKARI, B. **Preparation and characterization of glycerol plasticized (high-amylose) starch-chitosan films.** *J. Food Eng.* 116(2013) 588–597.
18. LÓPEZ, O. V. LECOT, C. J.; ZARITZKY, N. E.; GARCÍA, M. A. **Biodegradable packages development from starch-based heat sealable films.** *Journal of Food Engineering*, v. 105, n. 02, p. 254-263, 2011.
19. MUJTABA, M., MORSI, R. E., KERCH, G., ELSABEE, M. Z., KAYA, M., LABIDI, J., & KHAWAR, K. M. **Current advancements in chitosan-based film production for food technology; A review.** *International Journal of Biological Macromolecules*. V.121, 889-904, 2019.
20. MUSCAT, D.; TOBIN, M. J.; GUO, Q.; ADHIKARI, B. **Understanding the distribution of natural wax in starch-wax films using synchrotron-based FTIR (S-FTIR).** *Carbohydrate Polymers*, [s. l.], v. 102, p. 125–135, 2014.
21. NANDI, S., & GUHA, P. **Modelling the effect of guar gum on physical, optical, barrier and mechanical properties of potato starch based composite film.** *Carbohydrate Polymers*, 200, 498–507, 2018.
22. NARKCHAMNAN, S.; SAKDARONNARONG, C. **Thermo-molded biocomposite from cassava starch, natural fibers and lignin associated by laccase-mediator system.** *Carbohydrate Polymers*, [s. l.], v. 96, p. 109–117, 2013.
23. OLIVEIRA, V.R.L.; MONTEIRO, M. K. S.; SANTOS F.K.G.; LEITE R.H.L.; AROUCHA, E.M.M. **Effect of Drying Temperature in Biopolymeric Films of Cassava Starch and its Effect on Wettability, Water Vapor Barrier and Mechanical Properties.** *Materials Science Forum*, 2018. ISSN: 1662-9752, Vol. 930, pp 270-275.

24. PRACHAYAWARAKORN, J.; CHAIWATYOTHIN, S.; MUEANGTA, S.; HANCHANA, A. **Effect of jute and kapok fibers on properties of thermoplastic cassava starch composites.** *Materials & Design*, [s. l.], v. 47, p. 309-315, 2013.
25. RAMÍREZ, M. G. L.; KESTUR, S. G.; GONZÁLEZ, R. M.; IWAKIRI, S.; MUNIZ, G. B.; SAHAGUN, T. S. F. **Bio-composites of cassava starch-green coconut fiber: Part II - Structure and properties.** *Carbohydrate Polymers*, [s. l.], v. 102, p. 576–583, 2014.
26. REN, L.; YAN, X.; ZHOU, J. **Influence of chitosan concentration on mechanical and barrier properties of corn starch/chitosan.** *Journal of Biological Macromolecules*. 105 (2017) 1636–1643.
27. ROBERTSON, G. L. **Food Packaging: Principles and Practice, Third Edition.** Taylor & Francis. CRC Press, 3ª edição, 2012.
28. SALEH, M. A.; HARON, M. H. A.; SALEH, A. A.; FARAG, M. **Fatigue behavior and life prediction of biodegradable composites of starch reinforced with date palm fibers.** *International Journal of Fatigue*, [s. l.], v. 103, p. 216–222, 2017.
29. SOUZA, C. O. D.; SILVA, L. T.; DRUZIAN, J. I. **Estudo comparativo da caracterização de filmes biodegradáveis de amido de mandioca contendo polpa de manga e acerola.** *Química Nova*, 35(2), 2012, 262-267.
30. SPITIA, P. J. P. et al. **Edible films from pectin: Physical-mechanical and antimicrobial properties - A review.** *Food Hydrocolloids*, 35(2014): 287-296, 2014.
31. SUDERMAN, N., ISA, M. I. N., & SARBON, N. M. **The effect of plasticizers on the functional properties of biodegradable gelatin-based film: A review.** *Food Bioscience*, 24, 111–119, 2018.
32. WIHODO, M.; MORARU, C. (2013). **Physical and chemical methods used to enhance the structure and mechanical properties of protein films: A review.** *Journal of Food Engineering*. 114. 292–302.
33. ZARGAR, V.; ASGHARI, M.; DASHTI, A. **A Review on Chitin and Chitosan Polymers: Structure, Chemistry, Solubility, Derivatives, and Applications.** *ChemBioEng Reviews*, v. 2, p. 204-226, 2015.

REFLECTIVITY BEHAVIOR IN X-BAND OF MICROWAVE ABSORBERS BASED ON CU SUBSTITUTED NIZN SPINEL NANOCRYSTALLINE FERRITE

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 19/08/2020

Valdirene Aparecida da Silva

Instituto Tecnológico de Aeronáutica (ITA), São José dos Campos, SP, 12228-900, Brazil.
Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento/ Universidade do Vale do Paraíba (UNIVAP), São José dos Campos, SP, 12244-390, Brazil.
<http://lattes.cnpq.br/7589457380501169>
<http://orcid.org/0000-0002-7192-3094>

Evandro Luis Nohara

Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Taubaté (UNITAU), Taubaté, SP, 12060-440, Brazil.
<http://lattes.cnpq.br/2182041882695851>

Mirabel Cerqueira Rezende

Instituto Tecnológico de Aeronáutica (ITA), São José dos Campos, SP, 12228-900, Brazil.
4Instituto de Ciência e Tecnologia/Universidade Federal de São Paulo (UNIFESP), São José dos Campos, SP, 12231-280, Brazil,
<http://lattes.cnpq.br/3744737176516322>
<http://orcid.org/0000-0002-3735-8765>

ABSTRACT: Ferrites are widely used in radar absorbing materials (RAM) processing to adjust their electromagnetic properties aiming the attenuation of microwaves. In this work, RAM based on eight different formulations of $Ni_xCu_{0.5-x}Zn_{0.5}Fe_2O_4$ ($0.2 \leq x \leq 0.5$) nanocrystalline ferrites were prepared in epoxy resin (50 wt.%). Reflectivity measurements in the frequency

range of 8.2 - 12.4 GHz (X-band), performed in waveguide, show the influence of both ferrite composition and the heat treatment temperatures on RAM performance. In a general way, the samples behave as broadband absorbers (-4 to -10 dB) with the tendency of attenuation in lower frequencies (< 8.2 GHz). A formulation with higher Cu molar fraction ($x = 0.2$) shows resonant behavior with the maximum attenuation of -30 dB (99.9% of absorption) at 8.4 GHz.

KEYWORDS: Radar Absorbing Materials, RAM, Reflectivity, CuNiZn Ferrite, Nanoparticles.

REFLETIVIDADE DE ABSORVEDORES DE MICRO-ONDAS BASEADOS EM FERRITA NANOCRISTALINA ESPINÉLIO DE NIZN SUBSTITUÍDA POR CU NA BANDA X

RESUMO: As ferritas são amplamente utilizadas no processamento de materiais absorvedores de radiação eletromagnética (MARE) para ajustar suas propriedades eletromagnéticas visando a atenuação da micro-ondas. Neste trabalho, MARE com base em oito formulações diferentes de ferritas nanocristalinas $Ni_xCu_{0.5-x}Zn_{0.5}Fe_2O_4$ ($0,2 \leq x \leq 0,5$) foram preparadas em resina epóxi (50% m/m). As medidas de refletividade, realizadas em guia de onda, na faixa de frequência de 8,2 - 12,4 GHz (banda X), mostram a influência da composição da ferrita e das temperaturas de tratamento térmico no desempenho do MARE. De maneira geral, as amostras se comportam como absorvedores de banda larga (-4 a -10 dB) com tendência de atenuação em frequências mais baixas (<8,2 GHz). Uma formulação com maior fração molar

de Cu ($x = 0,2$) mostra comportamento ressonante com atenuação máxima de -30 dB (99,9% de absorção) em 8,4 GHz.

PALAVRAS-CHAVE: Materiais Absorvedores de Radiação Eletromagnética, MARE, Refletividade, Ferrita CuNiZn, Nanopartículas.

1 | INTRODUCTION

Radar absorbing materials (RAM) development has a great technological importance and has attracted the worldwide researcher's attention. Firstly, this area was motivated by stealth technology used in defense systems and in military platforms. For this, large investments were applied in research covering a wide frequency range from 1 to 40 GHz [1]. Nowadays, studies related to this area involve besides the military area works about control of microwaves in the atmosphere, telecommunication area, mobile phones, and receiving antennas, in satellite transmission and reception, in the medical segment, anechoic chambers for researches and industrial controls, security employed in aircraft, ships, automobiles, electronic devices (television, radios, microwave oven) and others. These studies have involved RAM applied in the frequency range of 10 to 100 GHz [2-10].

RAM are special materials which provide losses of energy. Adjusted in terms of operating frequency, these materials attenuate the electromagnetic radiation of the incident wave that is dissipated in form of heat through the Joule effect [1,6]. These materials can be classified as magnetic or dielectric, according to the used additive, which favors the energy losses by physical and chemical processes [5,11].

The electric and magnetic properties of RAM can be manipulated in order to reach a specific property making them absorbers in a determined frequency (resonant absorbers) or in a broad spectrum of frequencies (broadband absorbers). Magnetic RAM are usually processed by using carbonyl iron or ferrites in a polymeric matrix [12-15].

Ferrites are an important class of magnetic materials, because the metallic oxides have magnetic ions arranged in a certain way that promotes spontaneous magnetization and, also, good dielectric properties. These characteristics confer special properties and importance for this class of materials. Spinel type ferrites are the most used as microwave absorber centers and they can be utilized in the frequency range of 3 to 30 GHz [4]. Among the spinel ferrite type, the NiZn ferrites are the most studied, due to their applications in electronic industries in high resistivity magnetic device. These materials have inverse spinel cubic configuration and are ferrimagnetic ceramics. Their chemical compositions are formed by a solid solution of NiO, ZnO and Fe_2O_3 oxides. Processing variations, such as preparation of the powder, roasting, grinding and the sintering conditions (temperature, time and atmosphere)), allow the microstructure control [3,13,14].

Nowadays, the ion substitution in ferrites is being studied. One of the goals is to improve their performance when utilized as microwave absorber materials. Cation

combinations or metallic ions change the crystalline magneto anisotropy, providing new properties and different applications for substituted ferrites [15,16].

There are studies involving the spinel ferrite type, which may contain in its structure Mg, Mn, Ni, and Li atoms. Ferrites containing $\text{Li}_{0.5}\text{Fe}_{1.5}\text{O}_4$ have specific characteristics which make them a good material to be used as microwave absorber. They are inexpensive; their hysteresis curves are narrow and present high Néel temperature. Mg ferrites are widely processed for microwave applications due to their high specific resistance from 10^8 to 10^{10} W.cm, where divalent Mg ion replaces Fe^{2+} magnetite form [4]. Some divalent metal ions such as Ni, Cu, Mn, Zn, Mg and Co can replace the spinel ferrite crystallographic network allowing its application in RAM processing for the frequency range of 0.5 to 12 GHz [4,5,17].

It's known that different types of cations and their preferred locations in the crystalline arrangement define the physicochemical characteristics of ferrites and their applications in different frequency bands. However, the phenomenon that governs the interaction of the wave with the atoms in the crystalline structure is difficult to understand and rarely found in the literature [18-21].

In this context, the present study aims to contribute to the RAM processing area showing the reflectivity behavior, in the frequency range of 8.2 – 12.4 GHz, of eight samples prepared with Cu substituted NiZn spinel ferrite nanocrystalline in an epoxy resin matrix. The used spinel ferrite presented the stoichiometry of $\text{Ni}_x\text{Cu}_{0.5-x}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ with the molar fraction of $0.2 \leq x \leq 0.5$.

2 | MATERIALS AND METHODS

2.1 Ferrite syntheses

Ferrites based on $\text{Ni}_x\text{Cu}_{0.5-x}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ stoichiometry were supplied by the Department of Chemistry from Universidade Federal do Rio Grande do Norte (UFRN)/Brazil and their preparation were based on the literature [22,23]. The used synthesis route was based on the citrate precursor method in the molar fraction $0.2 \leq x \leq 0.5$. Table 1 shows the used stoichiometries and the used heat treatment temperatures at 1000 and 1100 °C.

2.2 RAM preparation

RAM samples preparation was carried out in a bicomponent epoxy resin matrix, commercially available as Araldite Professional from CIBA Co. The samples were prepared by mixing 50 wt.% of the calcined nanoferrites in epoxy resin (Table 1). Afterwards, the formulations were cast in brass metal molds measuring (22.8 mm x 10.8 mm x 10 mm). The epoxy resin formulations were cured at room temperature for 24 hours.

The thickness of each sample was carefully adjusted according to Nicholson Ross model, considering the parameter $\lambda_g/4$ [24,25]. This procedure is described in details in the literature [26]. Manual grinding taking attention with the parallelism of the specimen

surfaces was performed to make the thickness adjustment. Table 1 depicts the sample codes and the correspondent thickness values.

Sample code	ferrite/epoxy resin (50 wt.%)	Thickness (mm)
A	$\text{Ni}_{0.5}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	3.80
B	$\text{Ni}_{0.5}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	3.40
C	$\text{Ni}_{0.4}\text{Cu}_{0.1}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	5.10
D	$\text{Ni}_{0.4}\text{Cu}_{0.1}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	3.40
E	$\text{Ni}_{0.3}\text{Cu}_{0.2}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	5.32
F	$\text{Ni}_{0.3}\text{Cu}_{0.2}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	4.96
G	$\text{Ni}_{0.2}\text{Cu}_{0.3}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	5.20
H	$\text{Ni}_{0.2}\text{Cu}_{0.3}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	3.90

Table 1 – RAM samples and their thickness values used for the reflectivity measurements.

2.3 Electromagnetic characterization

Reflectivity measurements were taken so as to obtain the attenuation values of the incident electromagnetic wave in the prepared RAM. These measurements were obtained in a vector network analyzer (Hewlett Packard 8510C, Hewlett-Packard, USA, with WR 90 calibration kit, in the frequency range of 8.2 to 12.4 GHz (X-band)). The waveguide technique involves a device made with high mechanical precision, where the propagation of electromagnetic wave occurs in a closed system [24]. This system, basically, consist of a waveguide with one terminal to generate the microwave signal and other to collect de the reflected signal that is conducted for spectral analysis [27]. In this methodology, a metal plate (aluminum plate) is located behind the sample. Figure 1 shows schematically the used apparatus.

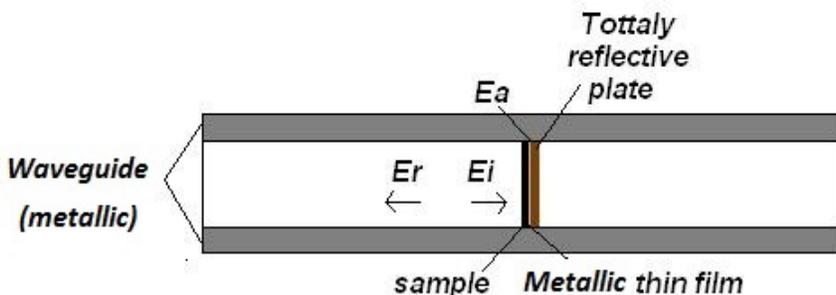


Figure 1. Waveguide setting used for the reflectivity measurements of the RAM samples. Adapted from [27]. E_a : absorbed energy; E_r : reflected energy; E_i : incident energy; E_t : transmitted energy.

3 | RESULTS AND DISCUSSION

RAM based on $Ni_{0.5}Zn_{0.5}Fe_2O_4$ ferrite

Figure 2 shows the reflectivity behavior of RAM samples containing the $Ni_{0.5}Zn_{0.5}Fe_2O_4$ -nanoferrite in epoxy resin (50% wt). The black line represents a full reflector material as reference, i.e., zero electromagnetic wave attenuation. Curve A shows the reflectivity values of the ferrite calcined at 1000 °C (sample A in Table 1). Attenuation values of approximately -4.0 dB in the frequency range of 9 to 10 GHz and the maximum attenuation peak of -4.2 dB at 9.3 GHz are observed. Curve B shows the reflectivity behavior of this ferrite heat treated at 1100 °C. This formulation presents a peak at 8.2 GHz and its reflectivity value is -7.6 dB, with the tendency of higher attenuation values for lower frequencies (< 8.2 GHz). In this case, the experimental results show better RAM performance for the formulation containing ferrite heat treated at 1100°C. This result suggests that the temperature increasing from 1000 to 1100 °C changed the magnetic characteristics of the ferrite improving the RAM performance.

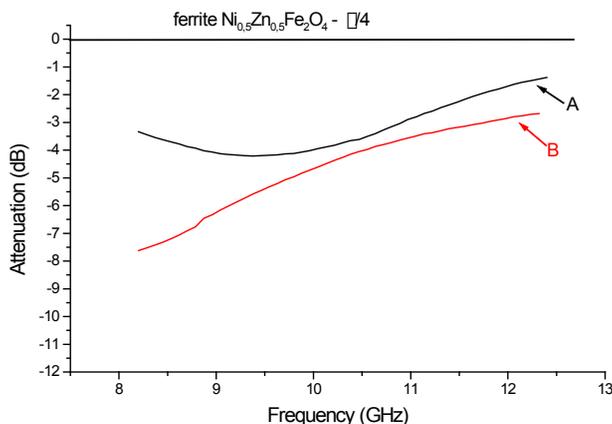


Figure 2 – Reflectivity curves of RAM samples as function of the frequency, prepared with $Ni_{0.5}Zn_{0.5}Fe_2O_4$ ferrite treated at 1000 °C (code A) and 1100 °C (code B).

RAM based on $Ni_{0.4}Cu_{0.1}Zn_{0.5}Fe_2O_4$ ferrite

Figure 3 presents the reflectivity values of samples C and D. As observed in Fig. 2, the black line represents a 100% reflector material (reference). Curve C is representative of the attenuation behavior of C-sample heat treated at 1000 °C. Comparing curves A (Fig. 2) and C (Fig. 3) it is observed the influence of the Cu ($x = 0.4$) adding on NiZn ferrite (Table

1). This comparison shows that the RAM performance improves below 10 GHz (curve C) with a maximum reflectivity value of -7.6 dB at 8.2 GHz. This curve suggests also that better attenuation contributions in lower frequency range (< 8.2 GHz) can be obtained. Reflectivity values of sample D show maximum attenuation of -8.1 dB at 8.2 GHz, with the same tendency observed for sample C, i.e., better RAM performance in lower frequencies. Comparing curves C and D it is also observed the temperature influence on the ferrite behavior. In this case better reflectivity results are observed for the RAM prepared with the ferrite treated at 1100 °C.

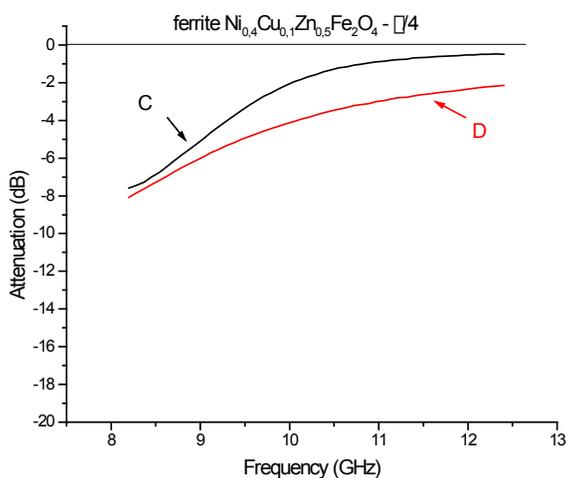


Figure 3 – Reflectivity curves of RAM samples as function of the frequency, prepared with $\text{Ni}_{0.4}\text{Cu}_{0.1}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ ferrite treated at 1000 °C (code C) and 1100 °C (code D).

RAM based on $\text{Ni}_{0.3}\text{Cu}_{0.2}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ ferrite

Figure 4 shows the reflectivity values for samples E and F, calcined at 1000 °C and 1100 °C, respectively (Table 1). The observed behaviors are similar to those verified in Fig. 3. In this case, the Cu concentration increasing ($x = 0.3$) in the NiZn ferrite and the heat treatment temperature do not show significant influence on the RAM performance. The sample calcined at 1000 °C presents a maximum attenuation value of -9.4 dB at 8.2 GHz, with the tendency of better results for lower frequencies (<8.2 GHz). Sample F presents a maximum peak at 8.3 GHz of -8.4 dB.

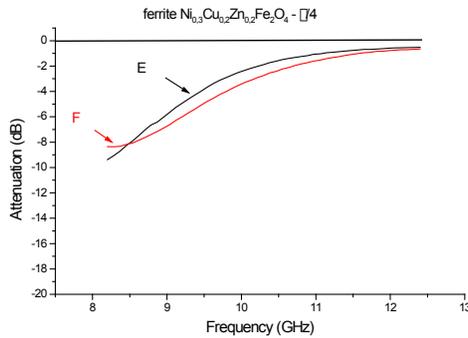


Figure 4 – Reflectivity curves of RAM samples as function of the frequency, prepared with $\text{Ni}_{0.3}\text{Cu}_{0.2}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ ferrite treated at 1000 °C (code E) and 1100 °C (code F).

RAM based on $\text{Ni}_{0.2}\text{Cu}_{0.3}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ ferrite

Figure 5 shows the reflectivity curves of RAM based on $\text{Ni}_{0.2}\text{Cu}_{0.3}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ ferrite formulations, calcined respectively at 1000 °C (code G) and 1100 °C (code H). The curve G presents the reflectivity values of this ferrite heat treated at 1000 °C. In this case the incident electromagnetic wave showed an attenuation of -4.0 dB in the frequency range of 9 to 10 GHz, with a maximum value of -10 dB in 8.2 GHz. The curve H shows the reflectivity behavior of the sample treated at 1100°C with a maximum value of -30 dB at 8.4 GHz. This value corresponds to 99.9% of absorption, according to the conversion table of attenuation (dB) in absorption (%) [28]. These results show clearly the influence of the Cu concentration in the ferrite composition ($x = 0.2$) the heat treatment temperature and the wave phase canceling [1,29] on the RAM performance.

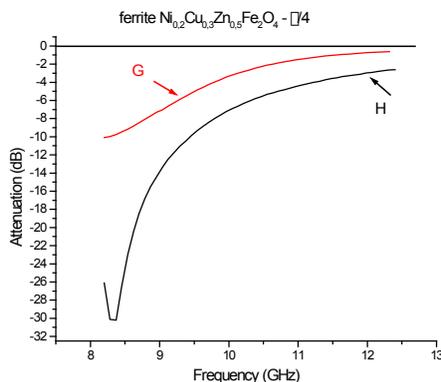


Figure 5 – Reflectivity curves of RAM samples as function of the frequency, prepared with $\text{Ni}_{0.2}\text{Cu}_{0.3}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ ferrite treated at 1000 °C (code G) and 1100 °C (code H).

Table 2 summarizes the values of maximum attenuation and the frequency of maximum attenuation for the RAM samples studied. In a general way, the analysis of the data shows the maximum attenuation increase with the calcination temperature increment and also with the Cu concentration increase in the NiZn ferrite. The tendency of larger attenuation with the calcination temperature increase is cited in a previous work [22]. In this study, Lima *et al.* [22,23] show that this same ferrite type ($\text{Ni}_x\text{Cu}_{0.5-x}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$) when calcined at 1100 °C presents a more intense domain walls mobility due to both the coercive field decrease and the particle size increase. As a consequence, this behavior increases the magnetization and consequently the energy absorption for the ferrite electronic structure that is lost as heat by Joule effect [1,29].

On the other side, the decrease in Ni and the increase in Cu in the ferrite structure promoted larger microwave attenuation. The Cu increment favors the oxygen vacancy formation. These defects relief the domain walls mobility and favors their expansion when submitted to magnetic fields [23]. Meshram *et al.* [30] show also that increasing the Cu concentration and decreasing the Ni concentration the coercive field of ferrite decreases. Thus, this author suggests that the increase in Cu concentration contributes to the increase of wave attenuation. This consideration is in concordance with the experimental results obtained in the present study.

The resonance observed in curve H (-30 dB) is probably favored by the Cu concentration, the calcination temperature increase, and also by the wave phase canceling due to the sample thickness-wavelength matching of the tested specimen, as mentioned in the literature [1,29].

Sample code	Sample	Maximum attenuation (dB)	Frequency of the maximum attenuation (GHz)
A	$\text{Ni}_{0.5}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	-4.2	9.3
B	$\text{Ni}_{0.5}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	-7.6	8.2
C	$\text{Ni}_{0.4}\text{Cu}_{0.1}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	-7.6	8.2
D	$\text{Ni}_{0.4}\text{Cu}_{0.1}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	-8.1	8.2
E	$\text{Ni}_{0.3}\text{Cu}_{0.2}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	-9.4	8.2
F	$\text{Ni}_{0.3}\text{Cu}_{0.2}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	-8.4	8.3
G	$\text{Ni}_{0.2}\text{Cu}_{0.3}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1000 °C	-10	8.2
H	$\text{Ni}_{0.2}\text{Cu}_{0.3}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ calcined at 1100 °C	-30	8.4

Table 2 – Maximum attenuation and the frequency of the maximum attenuation of the RAM samples.

4 | CONCLUSIONS

Radar absorbing materials based on $\text{Ni}_x\text{Cu}_{0.5-x}\text{Zn}_{0.5}\text{Fe}_2\text{O}_4$ ($0.2 \leq x \leq 0.5$) and epoxy resin showed good microwave attenuation values in the frequency range of 8.2 and 12.4

GHz. The increase either the copper ion concentration in the NiZn-ferrite and the calcined temperature favored the wave attenuation in the RAM studied. Different ferrite stoichiometries are responsible for different attenuation values of the incident microwaves (-4.2 to -30 dB) with the tendency of better attenuation behavior in lower frequencies (< 8.2 GHz). RAM formulated with ferrite containing Cu-molar fraction of $x = 0.2$ presented resonant behavior with attenuation value of -30 dB (99.9% of absorption) at 8.4 GHz.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge FINEP (Proc. n° 1757-03) and CNPq (Processes n° 305123/2018-1 and 408560/2016-9) for the financial support, Dr. Ricardo S. Nasar and his research group from UFRN/Brazil for the supply of ferrite samples and Msc Jose Jesus Pereira for his help electromagnetic measurements.

REFERENCES

1. D.K. Barton, S.A Leonov, **Radar Technology Encyclopedia**. London. Artech House, 1997.
2. M.R. Meshram *et al.*, **Characterization of M-type barium hexagonal ferrite-based wide band microwave absorber**. J. of Magnet. and Mag. Mat., 271 (2004) 207-214. 2004.
3. Mandal, A. Ghosh, D., Malas, A., Pal, P. and Das, C. K., **Synthesis and Microwave Absorbing Properties of Cu-Doped Nickel Zinc Ferrite/Pb(Zr_{0.52}Ti_{0.48})O₃ Nanocomposites**. J. of Eng. v 2013, Article ID 391083.
4. M.P. Horvath, **Microwave applications of soft ferrites**. J. of Magnet. and Mag. Mat., 215-216 (2000) 171-183.
5. V.M. Petrov, V.V. Gagulin, **Microwave Absorbing Materials**. Inorg. Mat., 37 (2) (2001) 93-98.
6. S. Gupta, N.H. Tai, **Carbon materials and their composites for electromagnetic interference shielding effectiveness in X-band**, Carbon N. Y. 152 (2019) 159e187.
7. A. Ling, G. Tan, Q. Man, Y. Lou, S. Chen, X. Gu, R.W. Li, J. Pan, X. Liu, **Broadband microwave absorbing materials based on MWCNTs' electromagnetic wave filtering effect**. Compos. B Eng. 171 (2019) 214e221.
8. Z. Xiang, Y. Song, J. Xiong, Z. Pan, X. Wang, L. Liu, R. Liu, H. Yang, W. Lu, **Enhanced electromagnetic wave absorption of nanoporous Fe₃O₄ @ carbon composites derived from metal-organic frameworks**. Carbon N. Y. 142 (2019) 20e31.
9. H. Yuan, X. Zhang, F. Yan, S. Zhang, C. Zhu, C. Li, X. Zhang, Y. Chen, **Nitrogen-doped carbon nanosheets containing Fe₃C nanoparticles encapsulated in nitrogen-doped graphene shells for high-performance electromagnetic wave absorbing materials**. Carbon N. Y. 140 (2018) 368e376.

10. D.W. Lee, H. Kim, J.H. Moon, J.H. Jeong, H.J. Sim, B.J. Kim, J.S. Hyeon, R.H. Baughman, S.J. Kim, **Orthogonal pattern of spinnable multiwall carbon nanotubes for electromagnetic interference shielding effectiveness**. Carbon N. Y. 152 (2019) 33e39.
11. S. Hallynck, **Elaboration et caractérisations de composites chargés en ferrite spinelle à morphologie contrôlée pour utilisations micro-ondes** (2005). 202 f. These (Doctorat Physique-Chimie des Matériaux.) - Université Strasbourg 1, Louis Pasteur, Strasbourg.
12. Dishovski, N., Petkov, A., Nedkov, I. V., Razkazov, **Hexaferrite Contribution to Microwave Absorbers Characteristics**. IEEE Transactions on Magnetics. Vol. 30, N°. 2, 1994, pp. 969-971.
13. Yuchang, Q.; Zhou, W., Luo, F., Zhu, D., **Microwave electromagnetic properties of carbonyl iron particles and Si/C/N nano-powder filled epoxy-silicone coating**. Phy B: Cond. Matter, 405 (4) (2010) 1181-1184.
14. Yuchang, Q.; Zhou, W., Luo, F., Zhu, D., **Optimization of electromagnetic matching of carbonyl iron/BaTiO₃ composites for microwave absorption**. J. of Mag and Mag Mat, 323 (5) (2011) 600-606.
15. Kim YJ and Kim SS. **Microwave absorbing properties of Co-substituted Ni₂W hexaferrites in Ka-band frequencies (26.5-40 GHz)**. IEEE Transaction on Magnetics. 2002; 38:3108-3110.
16. Sláma, J. S. Grusková, A. Papánová, M. Kevická, D. Dosoudil, R., Jančárik, V., González, A., Mendoza, G., **Magnetic properties of Me-Zr substituted Ba-hexaferrite**. J. of Mag. and Mag. Mat., 272-276 (2004) 385-387.
17. W.L. Von Aulok, **Handbook of microwave ferrite materials**. New York: Academic Pres, 1965.
18. Yu, X., Lin, G., Zhang, D., He, H., **An optimizing method for design of microwave absorbing materials**. Materials & Design, 27 (8) (2006) 700-705.
19. Nie, Y., He, H. H., Feng, Z. K., Zhang, X. C. and Cheng, X. M., **Microwave Characterization of (Co, Zn)₂W Barium Hexagonal Ferrite Particles**. J. of Magnet. and Mag. Mat. v. 303, No. 2, 2006, pp. e423-e427.
20. Kagotania, T., Fujiwara, D., Sugimoto, S., Inomata, K., Homma, M., **Enhancement of GHz electromagnetic wave absorption characteristics in aligned M-type barium ferrite Ba_{1-x}La_xZn_xFe_{12-x-y}(Me_{0.5}Mn_{0.5})₉O₁₉ (x=0.0-0.5; y=1.0-3.0, Me: Zr, Sn) by metal substitution**. J. of Magnet. and Mag. Mat., 272-276 (1) (2004) e1813-e1815.
21. Li, Z. W., Chen, L., Wu, Y. P., Wu, Y. P., Ong, C. K., **Microwave attenuation properties of W-type barium ferrite BaZn_{2-x}CoxFe₁₆O₂₇ composites**. J. of Appl Phy. 96 (1) (2004) 534-539.
22. Lima, U.R., M.C. Nasar, R.S. Nasar, M.C. Rezende, J.H. Araújo. **Ni-Zn nanoferrite for radar-absorbing material**. J. of Magnet and Mag Mat, 320 (2008) 1666-1670.
23. Lima, U.R., M.C. Nasar, R.S. Nasar, M.C. Rezende, J.H. Araújo, J.F. Oliveira. **Ni-Zn nanoferrite for radar-absorbing material**. Materials Sci and Eng B, 151 (2008) 238-242.

24. A.M. Nicholson, G.F. Ross, **Measurement of the Intrinsic Properties of Materials by Time-Domain Techniques**. IEEE Trans. Instrum. Meas., IM-19 (4) (1970) 377–382.
25. W. B. Weir, **Automatic Measurement of Complex Dielectric Constant and Permeability at Microwave Frequencies**. Proceedings of the IEEE, Vol. 62, No. 1, 1974, Pp. 33-36.
26. Pereira, J.J., **Caracterização Eletromagnética de Materiais Absorvedores de Microondas via medidas de Permissividade e Permeabilidade Complexas na Banda X**. (2007) Dissertação (Mestrado) - Universidade de Taubaté (UNITAU), Taubaté, Brasil.
27. Nohara, E.L., **Materiais Absorvedores de Radiação Eletromagnética (8-12 GHz) Obtidos pela Combinação de Compósitos Avançados Dielétricos e Revestimentos Magnéticos**. Ph.D. Thesis, Technological Institute of Aeronautics (2003) São José dos Campos, S.P., Brazil.
28. S.M. Lee, **International encyclopedia of composites**. New York. VHC Publ., 1991, v.6.
29. E.F. Knnot, et al. Radar Cross Section, its prediction, measurement and reduction. Arthec House. Inc., 1985.
30. Meshram, M. R., Agrawal. N. K., Sinha, B., Misra, P. S., **Characterization of (Co-Mn-Ti) Substituted M type barium hexagonal ferrite based microwave absorber at X band**. Antennas, Propagation and EM Theory, v. 28, p. 746 -749. 2003.

DESENVOLVIMENTO DE PRÓTESE PERSONALIZADA DA ATM ATRAVÉS DA GERAÇÃO DE IMAGEM 3D BIOMECÂNICA A PARTIR DE TOMOGRAFIA

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 06/08/2020

Rafael Ferreira Gregolin

Universidade Federal da Grande Dourados
(UFGD), Faculdade de Engenharia
Dourados – Mato Grosso do Sul
<http://lattes.cnpq.br/3102472902399427>

Cecília Amélia de Carvalho Zavaglia

Universidade Estadual de Campinas
(UNICAMP), Departamento de Engenharia de
Materiais
Campinas – São Paulo
<http://lattes.cnpq.br/9726544779319467>

Ruíis Camargo Tokimatsu

Universidade Estadual Paulista (UNESP),
Departamento de Engenharia Mecânica
Ilhas Solteira – São Paulo
<http://lattes.cnpq.br/9442419310007343>

João Antônio Pereira

Universidade Estadual Paulista (UNESP),
Departamento de Engenharia Mecânica
Ilhas Solteira – São Paulo
<http://lattes.cnpq.br/0224087261544502>

Bruna Beatriz de Paiva

Universidade Federal da Grande Dourados
(UFGD), Faculdade de Engenharia
Dourados – Mato Grosso do Sul
<http://lattes.cnpq.br/1560251886165237>

RESUMO: Biomodelos são cópias físicas das estruturas anatômicas de regiões ou órgãos do corpo humano utilizados para diagnóstico e planejamento cirúrgico. O uso de imagens tomográficas para geração de modelos 3D e fabricação de biomodelos tem despertado um grande interesse na área médica e de bioengenharia. Além da criação do biomodelo é possível, com o uso das imagens, a geração de modelos computacionais representativos, possibilitando com isso, a realização de diversas simulações e análises biomecânicas da região ou órgão de interesse, visando a fabricação de próteses ou órteses personalizadas. Neste trabalho é apresentado o projeto de um implante personalizado da ATM (Articulação Temporomandibular), solicitado mecanicamente e idealizado para fabricação em liga de titânio (Ti6Al4V) pelo processo de manufatura aditiva do tipo DMLS (Sinterização Direta de Metais a Laser). Através do modelo criado para a região da ATM foram realizadas simulações computacionais de tensões e deformações na mandíbula implantada do paciente, considerando esforços severos da mastigação humana aplicados nos dentes frontais (incisivos) da mandíbula. A máxima tensão encontrada na mandíbula implantada, localizada na prótese, foi de 191,10 MPa e a máxima deformação encontrada na mandíbula foi de 0,28 mm.

PALAVRAS-CHAVE: Modelagem Tridimensional, Biomodelos, Elementos Finitos, Imagem Médica, Próteses Personalizadas.

DEVELOPMENT OF PERSONALIZED PROSTHESIS OF THE TMJ THROUGH THE GENERATION OF BIOMECHANICAL 3D IMAGE FROM TOMOGRAPHY

ABSTRACT: Biomodels are physical copies of the anatomical structures of regions or organs of the human body used for diagnosis and surgical planning. The use of tomographic images to generate 3D models and manufacture of biomodels has aroused great interest in the medical and bioengineering field. Besides the creation of the biomodel it is possible, using the images, the generation of representative computational models, making possible the accomplishment of several simulations and biomechanical analyzes of the region or organ of interest, aiming at the manufacture of customized prostheses or orthoses. In this work the design of a custom TMJ (Temporomandibular Articulation) implant is presented, mechanically requested and idealized for titanium alloy (Ti6Al4V) production by the additive manufacturing process of DMLS (Direct Sintering of Laser Metals). Through the model created for the TMJ region, computational stress and strain simulations were performed in the patient's mandible, considering the severe efforts of human mastication applied to the front teeth (incisors) of the mandible. The maximum tension found in the implanted mandible located in the prosthesis was 191.10 MPa and the maximum deformation found in the mandible was 0.28 mm.

KEYWORDS: Three-Dimensional Modeling, Biomodels, Finite Elements, Medical Imaging, Custom Prosthetics.

1 | INTRODUÇÃO

Um dos grandes desafios na medicina atual é a substituição de partes do corpo humano, que não são mais funcionais devido à degradação natural, doenças e traumas, por implantes. Inúmeros problemas podem ocorrer, tanto na realização da implantação da prótese intracorpórea devido, principalmente, as dificuldades inerentes à colocação da mesma que nem sempre é igual e adequada a estrutura do paciente, como devido à incompatibilidade do material no corpo humano e mesmo o desgaste prematuro dos componentes, causado por projetos e implantações inadequadas, que pode levar a uma falha e a uma nova cirurgia.

Notadamente, a evolução dos computadores tem levado a um grande avanço na qualidade da modelagem e simulação computacional nas diferentes áreas do conhecimento. Na área médica, a importância da criação de modelos 3D vem da possibilidade de visualização de uma réplica anatômica do paciente, que permita a avaliação e a simulação de técnicas cirúrgicas a partir dessa réplica e a melhoria da comunicação médico-paciente. Permite ainda o estudo do modelo buscando entender e melhorar a sua funcionalidade e também serve como base para elaboração de projetos de implantes protéticos personalizados. No entanto a obtenção de modelos tridimensionais das regiões ósseas não é uma tarefa fácil, principalmente devido à complexidade da geometria dessas regiões (MEURER, 2008; JÓIA FILHO e CAPELLO SOUSA, 2009).

Uma solução para esse problema de obtenção de modelos 3D das regiões ósseas do paciente pode estar no desenvolvimento de ferramentas e metodologias para a geração de

imagens tridimensionais a partir da utilização de imagens tomográficas computadorizadas. Essas ferramentas têm como base softwares que possibilitam a análise das imagens bidimensionais geradas na tomografia computadorizada (TC) as quais são tratadas e posteriormente utilizadas na reconstrução tridimensional (MEURER, 2008; JÓIA FILHO e CAPELLO SOUSA, 2009).

As imagens digitais tridimensionais possibilitam a criação de próteses e órteses personalizadas a partir de uma cópia fiel da anatomia do paciente. Permite ainda o desenvolvimento de um implante, usando o próprio biomodelo gerado, buscando uma perfeita adaptação à região do tecido, órgão ou função do corpo que se deseja substituir.

Para que o processo de desenvolvimento de um biomodelo ou de uma prótese personalizada funcione adequadamente é preciso entrar no campo da multidisciplinaridade. Profissionais de áreas distintas são necessários para que todo o processo seja concluído com eficiência. É muito importante a troca de informações entre profissionais da área médica, enfermeiros, fisioterapeutas, cirurgiões, dentistas com os profissionais das ciências computacionais e engenharias. É essencial para equipe médica, em alguns casos, o planejamento da cirurgia com a utilização de um biomodelo, pois isso possibilita a verificação palpável da área que será operada e substituída pelo implante. Os médicos e profissionais envolvidos também podem manipular o objeto físico e realizar simulações da cirurgia, manuseando todos os instrumentais cirúrgicos e o próprio implante, podem ainda realizar conexões da prótese com a região de interesse da anatomia humana a ser substituída (biomodelo) (SILVA et al., 2006).

A geração de modelos tridimensionais da anatomia humana e a criação dos biomodelos físicos vêm auxiliando os profissionais da área médica por mais de uma década. Inúmeros estudos relatam a criação dos biomodelos para auxiliar nas cirurgias e o sucesso dessas cirurgias com a utilização desse processo. Mais recentemente, o uso da análise computacional através dos modelos virtuais está crescendo e auxiliando tanto nas cirurgias reparatórias como no projeto dos implantes protéticos personalizados (individualizados), através das simulações computacionais (SILVA et al., 2006; MEURER, 2008; JÓIA FILHO e CAPELLO SOUSA, 2009).

O trabalho que será apresentado a seguir tem o objetivo de construir uma prótese de substituição parcial da ATM denominada Placa Condilar da ATM, personalizada e produzida em liga de titânio (Ti-6Al-4V) pelo processo de manufatura aditiva conhecido como Sinterização direta de metais a laser (DMLS).

2 | MATERIAL E MÉTODOS

O estudo foi concebido a partir de arquivos da tomografia computadorizada do crânio de um indivíduo realizado em um tomógrafo Cone Beam i-CAT. Os arquivos tomográficos

foram recebidos no formato DICOM cedidos pelo Laboratório de Biofabricação (INCT-BIOFABRIS).

Todos os parâmetros utilizados no tomógrafo seguiram procedimento padrão para geração de arquivos no formato DICOM. A tomografia computadorizada gerou 577 imagens bidimensionais em tons de cinza no tamanho de 800 x 800 pixels. O espaçamento (espessura) entre as fatias (imagens bidimensionais) do crânio foi de 0,30 mm.

Para conversão dos arquivos da TC em um modelo geométrico 3D foi utilizado o software *Invesalious* que possibilita a exportação da superfície tridimensional na extensão STL. As correções das imperfeições da imagem gerada, suavização e separação da região de interesse foram feitas utilizando os softwares *Rhinocerus* e *Meshlab*, sendo que posteriormente a imagem foi exportada em um arquivo do tipo IGES. Utilizou-se o software *Solidworks* para realização do diagnóstico de importação e reparação da malha de triângulos STL (correção de imperfeições na malha triangular) e em seguida deu-se a montagem dos componentes do modelo no software em questão. Os softwares *Invesalious*, *Rhinocerus*, *Solidworks* e *Meshlab* foram instalados em um computador PC com processador Intel Pentium P6200, 2.13GHz e 4.00 GB de memória RAM que utiliza o sistema operacional Windows Seven Home Basic.

O arquivo de extensão IGES foi importado no software *Ansys* na interface *Workbench* para simulação pelo método de elementos finitos do implante personalizado estudado denominado por Placa Condilar da ATM utilizando-se o elemento sólido tetraédrico (Solid187).

O elemento SOLID187 é um elemento com 10 nós e 6 graus de liberdade em cada nó, permitindo translações e rotações nos eixos x, y e z. O elemento é composto por 10 nós distribuídos conforme representação ilustrada na figura 1. Esse elemento permite simular a plasticidade, hiperelasticidade, a deformação, enrijecimento, deflexão de grande porte e capacidades de grande tensão. Usado frequentemente em análises estruturais de geometrias sólidas complexas (ANSYS WORKBENCH, 2006).

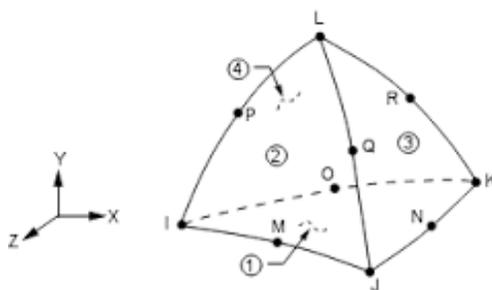


Figura 1 – Elemento Sólido Tetraédrico SOLID187

Fonte: Ansys Workbench (2006).

O software *Meshlab* é uma ferramenta gratuita desenvolvida com o apoio do projeto 3D-coform, o software *Invesalio* é uma ferramenta livre que pode ser instalada através de links da internet. Já o software *Rhinoceros* é comercial, porém permite a instalação e o salvamento de 25 arquivos gratuitamente. As licenças dos softwares *Solidworks* e *Ansys* são de propriedade do Laboratório de Simulação Numérica da FEIS/UNESP.

As condições de contorno, propriedades dos materiais e forças musculares aplicadas no modelo para simulação foram obtidas a partir da literatura (NETTER, 1997; SOBOTTA, 1997; ASHBY, 1999; ULBRICH, 2003; YING, 2006; BERTOL, 2008; DONNARUMMA, 2010; MAHDIAN, 2013; PARTHASARATHY, 2014; AL-AHMARI, 2015). Essas considerações tomam como base principalmente os trabalhos de Bertol (2008), Mahdian (2013) e Al-Ahmari (2015). No modelo matemático todos os materiais foram considerados com regime elástico linear, consideração também presente nos trabalhos estudados. A opção de não simular a conexão da prótese por parafusos de fixação na mandíbula do paciente foi utilizada devido à hipótese de crescimento ósseo nessa região, criando uma conexão ideal entre implante e mandíbula. Como explanado por Shimano (2005) o titânio induz o crescimento ósseo na região onde é introduzido e, além disso, processos de acabamento superficial podem ser utilizados aumentando o crescimento ósseo e permitindo uma melhor conexão entre prótese e mandíbula.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1 Projeto do implante personalizado Placa Condilar da ATM

A partir dos arquivos tomográficos foi gerada uma mandíbula tridimensional do paciente através do software *Invesalio*, posteriormente foi copiada a superfície esquerda da face da mandíbula através de ferramentas computacionais, produzindo o mesmo contorno da região de implantação para a prótese desenvolvida. Nesse ponto foi aplicada uma espessura na superfície criada, pois ela é apenas uma face sem profundidade, no caso do implante Placa Condilar da ATM foi definida espessura de 2,0 mm para geração de um sólido 3D a partir da superfície. Esse processo foi realizado no software *Rhinoceros* e pode ser identificado na figura 2.

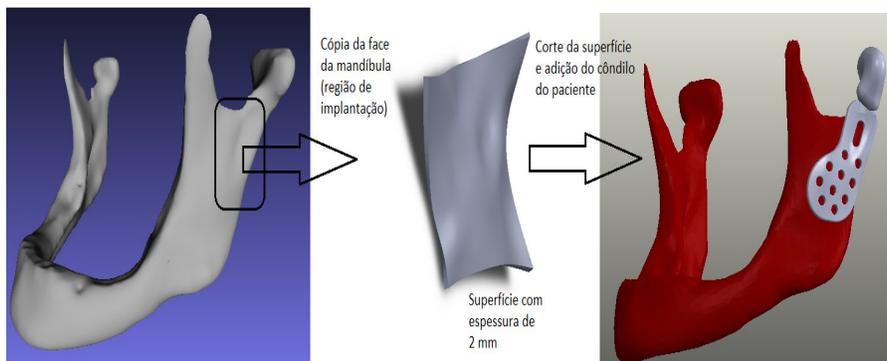


Figura 2 – Superfície espelhada da mandíbula mostrando a espessura do implante

Fonte: Dados do próprio autor.

Após a geração da superfície o arquivo foi exportado em formato IGES, possibilitando a importação para o software *SolidWorks*, permitindo assim a realização da modelagem final do implante.

Com a geometria no *SolidWorks* foram realizados vários processos como cortes, furações, arredondamentos e pôr fim a operação booleana de união do côndilo retirado da mandíbula do paciente com a peça desenvolvida. O diâmetro da furação da placa que receberá os parafusos de fixação foi estabelecido com dimensão de 2,8 mm permitindo o uso de parafusos comerciais produzidos em titânio e encontrados no mercado nacional.

3.2 Criação do modelo da região Crânio-Mandibular e Implante

Utilizando o modelo computacional da mandíbula já criado, foi realizada a ressecção do côndilo esquerdo da mandíbula permitindo o acoplamento do implante projetado. Na figura 3 está ilustrada essa operação. A mandíbula apresentada em (a) ilustra a ressecção do côndilo esquerdo, onde foi realizado um corte na geometria da mandíbula através de ferramentas computacionais. Na mandíbula mostrada em (b) tem-se o conjunto mandíbula e prótese. Esse novo modelo computacional será usado para o cálculo dos esforços no conjunto crânio-mandibular e implante através do método de elementos finitos no software *Ansys* apresentando os resultados dos mapas de tensões e deformações da área de interesse.

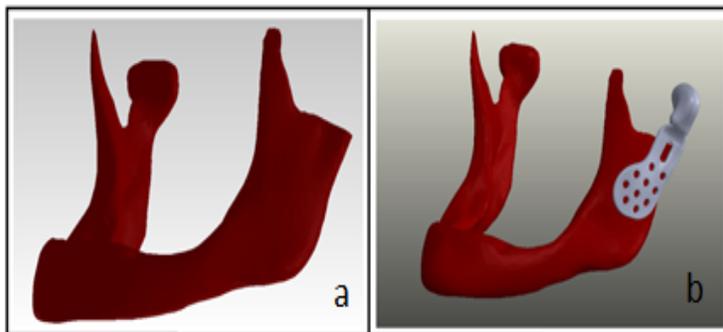


Figura 3 – Ressecção da mandíbula do paciente

Fonte: Dados do próprio autor.

3.3 Simulação dos esforços no conjunto Crânio-Mandibular e Implante

Após acoplamento do implante na mandíbula no software *SolidWorks* o novo conjunto mandíbula e prótese foi exportado para o software *Ansys*.

As propriedades utilizadas no modelo do *Ansys* para o material da Placa Condilar da ATM foram obtidas através do ensaio de tração do titânio fabricado por manufatura aditiva.

O implante em titânio (Placa Condilar da ATM) foi introduzido apenas em um dos lados da mandíbula, criando assim uma assimetria no modelo matemático com o objetivo de simular uma condição crítica de cargas, garantindo a resistência da prótese em casos extremos de carregamento.

Após introduzir as propriedades dos materiais no software *Ansys*, a etapa seguinte é gerar a malha de elementos finitos com riqueza suficiente para apresentar, após as simulações, nítida convergência das tensões. A malha de elementos finitos apresenta a quantidade de nós e elementos de 804.595 nós e 538.307 elementos.

As condições de contorno para o modelo crânio, mandíbula e prótese unidos são apresentadas na figura 4. Os valores de forças nos músculos são da ordem de 500 N para o músculo Masseter, 300 N para o músculo Pterigoideo e 200 N para o músculo Temporal (NETTER, 1997; SOBOTTA, 1997; YING, 2006; BERTOL, 2008; MAHDIAN, 2013; AL-AHMARI, 2015).

Com o modelo matemático criado e com as condições de contorno definidas passou-se para o cálculo das tensões e deformações

Os resultados em forma de mapas estão apresentados na figura 5. Na figura 5(a) é mostrado o mapa de tensões no modelo e na figura 5(b) o mapa das deformações. No mapa de tensões da figura 5(a) foi verificado que as maiores tensões estão concentradas próximas ao pescoço do implante personalizado, região em vermelho na figura.

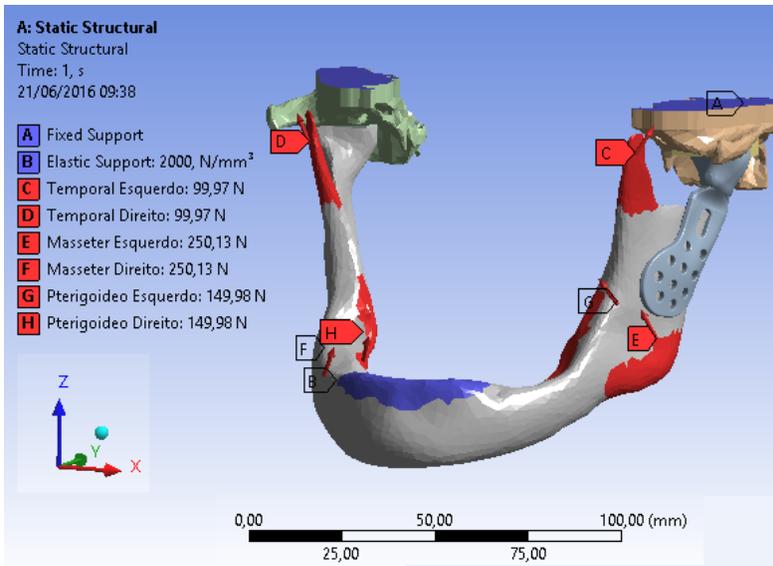


Figura 4 – Condições de contorno do modelo Crânio-Mandíbula-Prótese

Fonte: Dados do próprio autor.

Na figura 5(b) as maiores deformações, área em vermelho no mapa, estão próximas a região de fixação do músculo temporal.

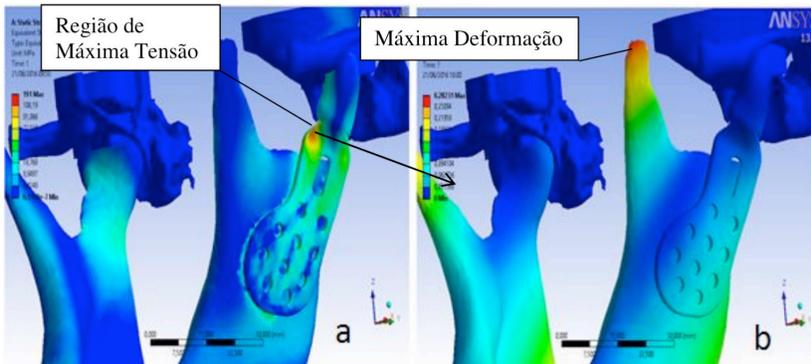


Figura 5 – Mapa de tensões e deformações do modelo Crânio-Mandíbula-Prótese

Fonte: Dados do próprio autor.

Nota-se na figura 5(b) que a Placa Condilar da ATM apresenta deslocamentos em conjunto com a mandíbula, condição criada através de modificações na rigidez do implante para minimizar o enrijecimento da região (diminuição da espessura do corpo da Placa

Condilar da ATM). Essa condição é de extrema importância, pois tem como consequência diminuir a artrodese (enrijecimento) da região, permitindo movimentação da área que recebeu o implante da ATM, e assim evitando a perda óssea do local por inatividade biomecânica (BENTO, 2003).

A maior tensão de von-Mises atingiu o valor de 191,10 MPa e a máxima deformação total foi de 0,28 mm.

4 | CONCLUSÕES

Neste trabalho foi apresentada uma modelagem tridimensional do conjunto da ATM de um indivíduo obtida a partir de uma tomografia computadorizada do crânio e posteriormente foi feita a análise estrutural pelo método de elementos finitos no implante desenvolvido através do modelo criado.

Uma limitação do modelo apresentado é não considerar as diferentes densidades e tipos de estruturas do osso da mandíbula e do osso do crânio. O modelo criado no software *Invesalious* e exportado na extensão STL assume uma estrutura totalmente homogênea de densidade compacta do osso humano.

Também é necessário atentar-se que a função do implante Placa Condilar da ATM no corpo humano, foi comprovada apenas por simulações numéricas necessitando de avaliações experimentais mais profundas possibilitando o embasamento final de confiança no desenvolvimento da prótese.

Como a maior tensão encontrada na simulação está bem abaixo do limite de escoamento do Titânio (Ti6Al4V), isso leva ao entendimento que o implante projetado possui ótimos indicativos de requisitos mecânicos para a função à que foi idealizado.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem o apoio financeiro para viagens entre UNESP (Ilha Solteira/SP) e UNICAMP (Campinas/SP) concebido pelo projeto PROCAD. Agradecem também o apoio do Instituto Nacional de Ciência e Tecnologia em Biofabricação (INCT-BIOFABRIS).

REFERÊNCIAS

AL-AHMARI, Abdulrahman et al. A comparative study on the customized design of mandibular reconstruction plates using finite element method. *Advances in Mechanical Engineering*, London, v. 7, n. 7, p. 1687814015593890, 2015.

ANSYS WORKBENCH, 2006. "Ansys 11.0 Program Documentation, SAS IP, Inc." ASHBY, M. F. *Materials selection in mechanical design*. 2. ed. Butterworth-Heinemann, 1999. 513p.

BENTO, D. A. Análise de resistência mecânica em implantes de osso - um enfoque numérico e experimental. 2003. 157 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2003.

BERTOL, L. S. Contribuição ao estudo da prototipagem rápida, digitalização tridimensional e seleção de materiais no design de implantes personalizados. 2008. 131 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2008.

DONNARUMMA, M. D. C. et al. Disfunções temporomandibulares: sinais, sintomas e abordagem multidisciplinar. *Revista CEFAC*, Rio de Janeiro, v. 12, n. 5, p. 788-794, 2010.

JÓIA FILHO, P.; CAPELLO SOUSA, E. A. Reconstrução e geração de malhas em estruturas biomecânicas tridimensionais para análise por elementos finitos. *Revista Brasileira de Engenharia Biomédica*, Rio de Janeiro, v. 25, n. 1, p. 15-20, 2009.

MAHDIAN, N. et al. 3D reconstruction of TMJ after resection of the cyst and the stress-strain analyses. *Elsevier: Computer Methods and Programs in Biomedicine*, Shannon, v. 110, n. 3, p. 279–289, 2013.

MEURER, M.I. et al. Aquisição e manipulação de imagens por tomografia computadorizada da região maxilofacial visando à obtenção de protótipos biomédicos. *Radiologia Brasileira*, São Paulo, v. 41, n. 1, p. 49-54, 2008.

NETTER, F. H. Atlas de anatomia humana. 2. ed. Porto Alegre: Artmed, 1997. 525 p.

PARTHASARATHY, J. 3D modeling, custom implants and its future perspectives in craniofacial surgery. *Annals of Maxillofacial Surgery*, Mumbai, v. 4, n. 1, p. 9–18, 2014.

SHIMANO, S. G. N. Comportamento mecânico e análise dimensional de parafusos corticais de aço inoxidável e liga de titânio submetidos ao ensaio de torção. 2005. 101 f. Dissertação (Mestrado em Bioengenharia) – Escola de Engenharia, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

SILVA, J. V. L.; Gouveia, M. F.; Santa Barbara, A.; REIS, M. C.; ZAVAGLIA, C. A. C.; Aplicación del prototipaje rápido al tratamiento de defectos cráneo faciales. *Revista CENIC Ciências Biológicas*, Havana, v. 37, n. 3, p. 1-5, 2006.

SOBOTTA, J. Sobotta atlas of human anatomy. [S. l.]: Williams & Wilkins, 1997.

ULBRICH, C. B. L. Engenharia Reversa e Prototipagem Rápida Estudos de Casos. 2003. 92 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2003.

YING, T. I. E. et al. Three-dimensional finite-element analysis investigating the biomechanical effects of human mandibular reconstruction with autogenous bone grafts. *Journal of Cranio-Maxillofacial Surgery*, London, v. 34, n. 5, p. 290-298, 2006.

PROJETO ROBUSTO DE CIRCUITO *SHUNT* RESSONANTE PARA ATENUAÇÃO PASSIVA DE VIBRAÇÕES EM VIGA COMPÓSITA

Data de aceite: 01/09/2020

Data submissão: 04/06/2020

Lorrane Pereira Ribeiro

Universidade Federal de Uberlândia,
Faculdade de Engenharia Mecânica, Campus
Santa Mônica
Uberlândia, Minas Gerais, Brasil
<https://orcid.org/0000-0001-7317-9599>

Antônio Marcos Gonçalves de Lima

Universidade Federal de Uberlândia,
Faculdade de Engenharia Mecânica, Campus
Santa Mônica
Uberlândia, Minas Gerais, Brasil
<https://orcid.org/0000-0003-0170-6083>

RESUMO: Estruturas compósitas em engenharia contendo elementos piezelétricos acoplados a circuitos elétricos *shunt*, para fins de atenuação passiva dos níveis de vibração, apresentam incertezas inerentes em seus parâmetros de projeto, as quais, podem afetar significativamente a eficiência dos circuitos elétricos passivos. Neste contexto, este trabalho apresenta a modelagem por elementos finitos estocásticos de uma estrutura em material compósito laminado contendo elemento piezelétrico acoplado a circuitos elétricos *shunt*, de modo que, parâmetros incertos, como direções das fibras, espessuras das camadas e a resistência e indutância do circuito *shunt*, são assumidos como sendo variáveis aleatórias e, a dispersão destas variáveis, é caracterizada nas respostas

estocásticas obtidas após a propagação das incertezas no modelo. Os resultados obtidos, em termos dos envelopes das respostas em frequência para uma viga compósita contendo elemento piezelétrico mais circuito *shunt*, evidenciam a importância de se considerar as incertezas durante as fases de concepção inicial e/ou pré-projeto de sistemas dinâmicos incorporando circuitos *shunt* para o controle passivo de vibrações.

PALAVRAS-CHAVE: Modelagem estocástica, Controle passivo de vibrações, Material compósito, Propagação de incertezas, Circuitos *shunt* piezelétricos

ROBUST DESIGN OF RESONANT SHUNT CIRCUIT FOR PASSIVE VIBRATIONS ATTENUATION IN COMPOSITE BEAM

ABSTRACT: Engineering composite structures containing piezoelectric elements coupled with the so-named shunt circuits, with the aim of passive vibration attenuation, are characterized by inherent uncertainties in their parameters, which can affect significantly performance of the passive shunt circuit. In this context, this work presents the stochastic finite element modeling of a composite structure containing piezoelectric element to be coupled with a shunt circuit, in such a way, that uncertain parameters such as the fiber's orientation, layer thicknesses and the resistance and inductance in the shunt circuit are assumed as uncertain variables and, their corresponding dispersion, is characterized in the stochastic response by propagating the uncertainties into the model. The obtained results for a composite beam incorporating piezoelectric

material and shunt circuit, in terms of the stochastic envelopes of the frequency response functions, demonstrate the interest in considering the uncertainties in the preliminary design phase of the shunt circuits to control the undesired vibrations.

KEYWORDS: Stochastic modeling, Passive vibration control, Composite material, Uncertainty propagation, Piezoelectric shunt circuits

1 | INTRODUÇÃO

Nos últimos anos, os materiais compósitos têm sido cada vez mais utilizados na engenharia. Esse fato ocorre principalmente devido às melhores propriedades mecânicas que podem ser alcançadas ao se realizar um projeto utilizando-se de um material compósito. (REDDY, 1997; GAY et al., 2003).

Estruturas compósitas são frequentemente expostas a cargas dinâmicas. Portanto, há interesse de atenuação de vibrações nessas estruturas, pois as vibrações podem reduzir a vida estrutural e contribuir para falhas mecânicas. A aplicação de circuitos *shunt* monomodais, para controle de vibração de apenas um modo de vibrar de cada vez, foi pioneira em Hagood e von Flotow (1991). O circuito implementado na presente contribuição é o *shunt* ressonante na topologia em série, com foco em sua aplicação para o amortecimento estrutural de vigas compósitas finas. O circuito ressonante se assemelha fisicamente de um absorvedor dinâmico de vibrações, exigindo que seja sintonizado para as frequências nas quais o amortecimento é desejado (HAGOOD e VON FLOTOW, 1991; FARIA, 2006).

Uma extensão natural do procedimento de modelagem determinística é a consideração de incertezas presentes nos parâmetros físicos e/ou geométricos, com o objetivo de avaliar o grau de influência da variabilidade nas previsões de desempenho. Essa análise de propagação da incerteza se torna especialmente interessante para aplicação em circuitos shunt, uma vez que o desempenho dessa estratégia de controle passivo depende de parâmetros como resistores e indutores.

Uma ferramenta muito utilizada em mecânica computacional estocástica denomina-se Método de Elementos Finitos Estocásticos (SFEM), a qual permite uma combinação da análise clássica por elementos finitos e uma análise estatística. Neste trabalho, as variáveis de projeto são modeladas como campos Gaussianos homogêneos estocásticos e o método de expansão de Karhunen-Loève (KL) usado para discretizar esses campos (GHANEM e SPANOS, 1991; RIBEIRO, et al., 2020). Posteriormente, a variabilidade da resposta pode ser avaliada usando a propagação da incerteza no modelo via Simulação de Monte Carlo (MCS) combinada com a amostragem por Latin Hypercube (LHC) (FLORIAN, 1992) como um solver estocástico.

2 I MODELAGEM DETERMINÍSTICA: COMPÓSITO-PZT-SHUNT

Esta seção é dedicada à modelagem de uma placa plana retangular compósita que incorpora um elemento piezelétrico. Este é um resumo dos desenvolvimentos originais feitos por Chee et al. (2000), Saravanos e Heyliger (1995) e implementados por Faria (2006) e Ribeiro et al. (2020).

2.1 Problema mecânico

A modelagem dos campos de deslocamentos mecânicos foi realizada via teoria FSDT, a qual considera cinco graus de liberdade na definição do seu campo de deslocamentos, e um elemento finito da família Serendipity, o qual possui oito nós sem a presença de nó central. A matriz de massa elementar é obtida por meio da equação da energia cinética, como apresentado na Eq. (1). Já a matriz de rigidez mecânica elementar é obtida por meio da energia potencial de deformação e dada na Eq. (2).

$$\mathbf{M}_{uu}^e = \sum_{k=1}^n \int_{V_e} \rho_k \mathbf{N}^T \mathbf{A}^T \mathbf{A} \mathbf{N} dV_e \quad (1)$$

$$\mathbf{K}_{uu}^e = \int_{V_e} \mathbf{B}_u^T \mathbf{C}_t \mathbf{B}_u J dV_e \quad (2)$$

onde $(\bullet)^T$ é utilizado para indicar a transposição das matrizes; $\mathbf{A}_u(\mathbf{z})$ é a matriz contendo o termo fatorado, \mathbf{z} , que diz respeito a espessura; ρ_k é a densidade do material da k -ésima camada; V_e é o volume do elemento finito; $\mathbf{N}(\xi, \eta)$ são as Funções de Forma; $\mathbf{B}_u = \mathbf{D}(\mathbf{z})\mathbf{N}(\xi, \eta)$ sendo $\mathbf{D}(\mathbf{z})$ a matriz dos operadores diferenciais; \mathbf{C}_t é a matriz de propriedades mecânicas (já considerando-se a influência dos ângulos de direção das fibras do compósito laminado).

2.2 Problema eletromecânico-shunt

Para modelagem de estruturas compósitas laminadas contendo piezelétricos, a teoria FSDT é utilizada na aproximação dos deslocamentos mecânicos e os potenciais elétricos distribuídos ao longo das espessuras das camadas. O potencial elétrico da k -ésima camada, Eq. (3), pode ser escrito em termos das funções de forma, das funções layerwise transversais, $\mathbf{L}_k(\mathbf{z})$, e dos potenciais elétricos nodais, $\Phi_{ek}(t)$. Na Eq. (4), campo elétrico é dado pelo gradiente negativo do potencial elétrico.

$$\Phi_{(k)}(\xi, \eta, \mathbf{z}, t) = \mathbf{L}_k(\mathbf{z})\mathbf{N}(\xi, \eta)\Phi_{ek}(t) = \mathbf{N}_\phi(\xi, \eta, \mathbf{z})\Phi_{ek}(t) \quad (3)$$

$$\mathbf{E}_{(k)}(\xi, \eta, \mathbf{z}, t) = -\nabla\Phi_{(k)}(\xi, \eta, \mathbf{z}, t) = -\nabla\mathbf{N}_\phi(\xi, \eta, \mathbf{z})\Phi_{ek}(t) = -\mathbf{B}_\phi(\xi, \eta, \mathbf{z})\Phi_{ek}(t) \quad (4)$$

As matrizes de rigidezes elementares do sistema eletromecânico são obtidas a partir da equação da energia de deformação do sistema envolvendo a contribuição elétrica. A matriz de rigidez eletromecânica elementar é apresentada na Eq. (5.a) e a de rigidez elétrica elementar na Eq. (5.b).

$$\mathbf{K}_{\phi u}^e = \sum_{k=1}^n \int_{z=z_k}^{z_{k+1}} \int_{\xi=-1}^{\xi=1} \int_{\eta=-1}^{\eta=1} (\mathbf{B}_u^T \mathbf{e}_t \mathbf{B}_\phi) J d\eta d\xi dz \quad (5.a)$$

$$\mathbf{K}_{\phi\phi}^e = \sum_{k=1}^n \int_{z=z_k}^{z_{k+1}} \int_{\xi=-1}^{\xi=1} \int_{\eta=-1}^{\eta=1} (-\mathbf{B}_\phi^T \chi_t \mathbf{B}_\phi) J d\eta d\xi dz \quad (5.b)$$

onde $\mathbf{K}_{u\phi}^e = \mathbf{K}_{\phi u}^{eT}$; \mathbf{e}_t são as constantes dielétricas e χ_t é a matriz de permissividade elétrica, ambas levando-se em consideração as direções das fibras do compósito laminado.

A obtenção das matrizes de massa e rigidezes globais se dá por meio de procedimentos clássicos de montagem por elementos finitos conhecendo-se a conectividade dos nós. A equação do movimento para o sistema eletromecânico é apresentada na Eq. (6).

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_{uu} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}(t) \\ \ddot{\Phi}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{uu} & \mathbf{K}_{u\phi} \\ \mathbf{K}_{\phi u} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}(t) \\ \Phi(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{f}(t) \\ \mathbf{q}(t) \end{Bmatrix} \quad (6)$$

onde \mathbf{M}_{uu} , \mathbf{K}_{uu} , $\mathbf{K}_{u\phi}$ e $\mathbf{K}_{\phi\phi}$ são as matrizes globais; $\mathbf{K}_{u\phi} = \mathbf{K}_{\phi u}^T$, $\Phi(t)$ são os potenciais elétricos globais, $\mathbf{q}(t)$ é o vetor das cargas elétricas a nível global.

De posse das equações do movimento a nível global, é realizada a inclusão do circuito elétrico *shunt* no modelo. Assim, a função de resposta em frequência (FRF) do sistema, levando-se em consideração a impedância do circuito, $\mathbf{Z}(\omega)$, é dada na Eq. (7).

$$\mathbf{H}(\omega) = \left[-\omega^2 \mathbf{M}_{uu} + \mathbf{K}_{uu} - \mathbf{K}_{u\phi} \left(\mathbf{K}_{\phi\phi} - \frac{1}{j\omega} \mathbf{Z}^{-1}(\omega) \right)^{-1} \mathbf{K}_{\phi u} \right]^{-1} \quad (7)$$

3 | MODELAGEM ESTOCÁSTICA ELETROMECÂNICA-SHUNT

Nesta etapa, os parâmetros de projeto são modelados como campos estocásticos gaussianos, $H(\mathbf{x}, \theta)$, e estes campos, discretizados via expansão em série de Karhunen-Loève (KL), seguindo os desenvolvimentos originais de Ghanem e Spanos (1991). Pela utilização da expansão de KL é possível encontrar as matrizes aleatórias elementares de massa e rigidezes do sistema. Observa-se que as matrizes possuem uma parcela determinística que é calculada como apresentado na seção anterior e uma parcela estocástica.

$$\mathbf{M}_{uu}^e(\theta) = \mathbf{M}_{uu}^e + \sum_{k=1}^n \xi_r^k \sqrt{\lambda_i} \sqrt{\lambda_j} \int_{\Omega_y} f_j(\mathbf{y}) \int_{\Omega_x} f_i(\mathbf{x}) \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega_x d\Omega_y \quad (8)$$

$$\mathbf{K}_{uu}^e(\theta) = \mathbf{K}_{uu}^e + \sum_{k=1}^n \xi_r^k \sqrt{\lambda_i} \sqrt{\lambda_j} \int_{\Omega_y} f_j(\mathbf{y}) \int_{\Omega_x} f_i(\mathbf{x}) (\mathbf{B}_u^T \mathbf{C}_t \mathbf{B}_u) d\Omega_x d\Omega_y \quad (9)$$

$$\mathbf{K}_{u\phi}^e(\theta) = \mathbf{K}_{u\phi}^e + \sum_{k=1}^n \xi_r^k \sqrt{\lambda_i} \sqrt{\lambda_j} \int_{\Omega_y} f_j(\mathbf{y}) \int_{\Omega_x} f_i(\mathbf{x}) (\mathbf{B}_u^T \mathbf{e}_t \mathbf{B}_\phi) d\Omega_x d\Omega_y \quad (10)$$

$$\mathbf{K}_{\phi\phi}^e(\theta) = \mathbf{K}_{\phi\phi}^e + \sum_{k=1}^n \xi_r^k \sqrt{\lambda_i} \sqrt{\lambda_j} \int_{\Omega_y} f_j(\mathbf{y}) \int_{\Omega_x} f_i(\mathbf{x}) (\mathbf{B}_\phi^T \chi_t \mathbf{B}_\phi) d\Omega_x d\Omega_y \quad (11)$$

onde k é o número de camadas do compósito, $\{\xi_r, r \in N^*\}$ são as variáveis ortogonais de médias zero; as funções determinísticas dadas por $f_i(\mathbf{x})$ e $f_j(\mathbf{y})$ que são os autovetores da função de covariância e os valores escalares, λ_i e λ_j que são os autovalores da função de covariância.

A resposta em frequência do sistema eletromecânico, de posse do circuito elétrico *shunt* e considerando-se as matrizes estocásticas globais é apresentada na Eq. (12).

$$\mathbf{H}(\omega, \theta) = \left[-\omega^2 \mathbf{M}(\theta) + \mathbf{K}_{uu}(\theta) - \mathbf{K}_{u\phi}(\theta) \left(\mathbf{K}_{\phi\phi}(\theta) - \frac{1}{j\omega} \mathbf{Z}^{-1}(\omega, \theta) \right)^{-1} \mathbf{K}_{\phi u}(\theta) \right]^{-1} \quad (12)$$

4 | APLICAÇÕES NUMÉRICAS E DISCUSSÕES

Nesta seção, simulações numéricas foram realizadas com uma viga compósita engastada contendo um elemento piezolétrico acoplado de um circuito *shunt* ressonante, conforme mostrado na Fig. 1, onde dimensões são dadas em metros. A malha de elementos finitos utilizada é composta por seis elementos na extensão da viga. A viga possui quatro camadas de material compósito todas com a mesma espessura, 0,002 m. As densidades de massa dos materiais compósitos e PZT são de, $\rho = 1566 \text{ kg/m}^3$ e $\rho = 7700 \text{ kg/m}^3$, respectivamente, com os seguintes ângulos de orientação das fibras para as camadas de compósito $[0^\circ/90^\circ/90^\circ/0^\circ]$ e com um coeficiente proporcional de rigidez, $\beta = 5 \times 10^{-8}$, para consideração do amortecimento inerente a estrutura.

A Tabela 1 apresenta as propriedades mecânicas do material compósito e a Tabela 2 as propriedades elétricas e eletromecânicas do PZT G1195.

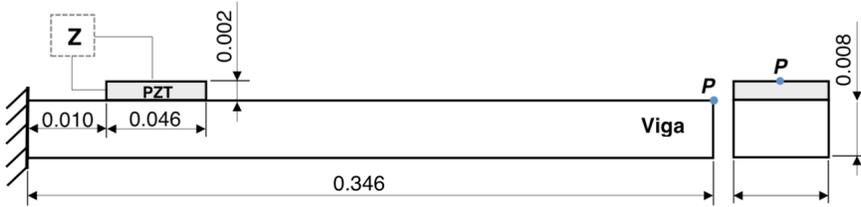


Fig. 1. Viga composta engastada com piezolétrico acoplado de circuito *shunt*.

Material	E_1 (Pa)	E_2 (Pa)	E_3 (Pa)	G_{12} (Pa)	G_{13} (Pa)	G_{23} (Pa)	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
Compósito	1.72×10^{11}	6.89×10^9	E_2	3.45×10^9	G_{12}	1.38×10^9	0.25	0.25	0.30
PZT G1195	6.90×10^{10}	E_1	E_1	2.59×10^{10}	G_{12}	G_{12}	0.33	0.33	0.33

Tabela 1. Propriedades mecânicas do material compósito.

Material	e_{15} (C/m ²)	e_{24} (C/m ²)	e_{31} (C/m ²)	e_{32} (C/m ²)	e_{33} (C/m ²)	C_{11} (F/m)	C_{22} (F/m)	C_{33} (F/m)
PZT G1195	0.00	0.00	-18.30	-9.01	-9.01	1.59×10^8	C_{11}	C_{11}

Tabela 2. Propriedades eletromecânicas e elétricas do PZT.

Para propósitos de atenuação de vibração passiva, o circuito *shunt* foi utilizado para atenuar as amplitudes de vibrações para o primeiro modo. Em um primeiro momento, para modelagem determinística do problema, foi realizada uma comparação entre o *shunt* resistivo e ressonante (resistivo-indutivo) no controle passivo de vibrações. O valor da resistência do circuito resistivo, $R = 96907.00\Omega$, e os valores de resistência e indutância do circuito ressonante, $R = 17016.00\Omega$ e $L = 111.81H$, foram calculados como ótimos de acordo com as equações de Hagood e Flotow (1991). Ressalta-se que estes valores são os nominais considerados nas simulações determinísticas e estocásticas apresentadas na sequência.

A Figura 2 apresenta a comparação entre as três FRFs para o primeiro modo de vibrar da estrutura: sem *shunt*, onde apenas o amortecimento inerente estrutural é considerado; sistema amortecido via *shunt* resistivo e sistema amortecido via *shunt* ressonante.

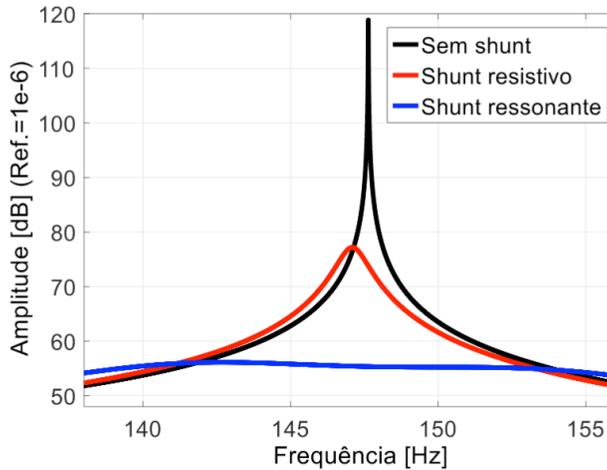


Fig. 2. FRFs determinísticas para o primeiro modo de vibrar da estrutura.

A atenuação dos níveis de vibrações fornecida pelos circuitos pode ser imediatamente observada. Nota-se que com o *shunt* resistivo a amplitude foi reduzida em aproximadamente 40dB e, via *shunt* ressonante, a redução é de aproximadamente 60dB . Assim, destaca-se o melhor desempenho do circuito ressonante em termos de mitigação de vibrações. Além disso, observa-se que, o uso do circuito resistivo leva a um ligeiro deslocamento de frequência para o modo de interesse, semelhante aos resultados obtidos pelo uso de materiais viscoelásticos. Já para o circuito ressonante, a FRF é semelhante à obtida pelo uso de absorvedores dinâmicos de vibrações (ADVs) pela presença de dois novos modos e uma antirressonância.

Na sequência de simulações, incertezas serão consideradas nos parâmetros estruturais e elétricos que foram fatorados das matrizes. Estes parâmetros incertos são modelados como campos estocásticos e discretizados pela expansão em série de KL. O domínio estocástico utilizado está de acordo com os desenvolvimentos de Ghanem e Spanos (1991) e Ribeiro et al. (2020), com um comprimento de correlação igual ao comprimento do elemento finito e dez termos na expansão em série de KL. Além disso, o sistema eletromecânico estocástico foi resolvido usando a amostragem Latin Hypercube (LHC) (Florian, 1992), onde o número de amostras N_s a serem usadas nas simulações estocásticas foi obtido através de uma análise de convergência e baseado no cálculo do desvio quadrático médio (RMSD), Eq. (13).

$$RMSD = \frac{1}{N_s} \sum_{i=1}^{N_s} \left\| \mathbf{H}_i(\omega, \theta) - \bar{\mathbf{H}}(\omega) \right\|^2 \quad (13)$$

onde $\mathbf{H}_i(\omega, \theta)$ são as amplitudes das FRFs estocásticas para uma determinada realização, θ , e $\bar{\mathbf{H}}(\omega) = E[\mathbf{H}(\omega, \theta)]$ é o valor médio na banda de frequência de interesse, ω .

Para o estudo da convergência, considerou-se o pior caso: nível de incerteza de 20% e todos os parâmetros possíveis considerados como incertos. Nota-se que o uso de 500 amostras nas simulações estocásticas é satisfatório com convergência garantida, como é apresentado na Fig. 3.

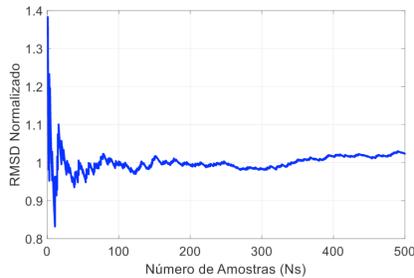


Fig. 3. Análise de convergência.

4.3 Análise estocástica: sistema amortecido via *shunt* ressonante

Nesta aplicação, o PZT representado na Fig. 1 foi acoplado de um circuito ressonante e seus parâmetros, resistência e indutância, assim como os parâmetros estruturais, espessura das camadas e ângulos das fibras, foram considerados incertos.

No primeiro conjunto de simulações, apenas a resistência do circuito foi considerada incerta. O restante dos parâmetros foram simulados com seus valores nominais. A Figura 4 apresenta os quatro cenários de incertezas para um valor nominal de resistência $R = 17016,00 \Omega$.

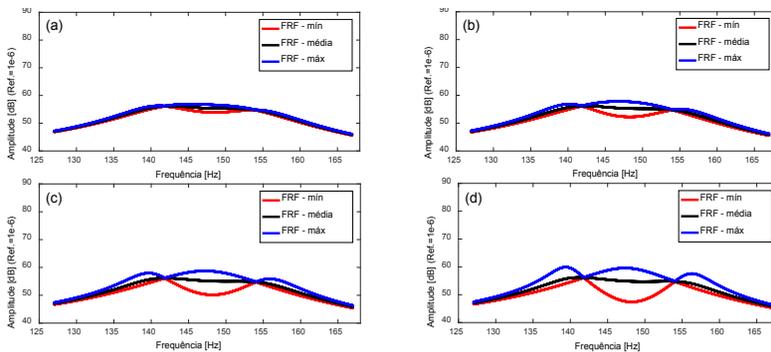


Fig. 4. Variável estocástica: resistência do circuito ressonante. Envelopes de FRFs estocásticas com um nível de incerteza: (a) 5%; (b) 10%; (c) 15%; (d) 20%.

Pela Fig. 4 observa-se que, os envelopes de FRFs se expandem com o aumento do nível de incerteza introduzido no parâmetro resistivo do circuito ressonante. Além disso, nota-se que as FRFs médias estocásticas estão dentro dos envelopes soluções, confirmando uma boa previsão do modelo. Para o pior cenário, considerando um nível de dispersão de 20% no valor nominal da resistência, a diferença entre as amplitudes máxima e mínima de vibração foi de aproximadamente 10dB.

No segundo conjunto de simulações, apenas a indutância do circuito ressonante é considerada incerta, sendo a dispersão inserida em seu valor nominal $L = 111,81H$. Novamente, a Fig. 5 mostra que, à medida que o nível de incerteza aumenta, as dispersões em torno dos valores médios das FRFs também aumentam. No entanto, comparando as Figs. 4 e 5, é possível concluir sobre a influência significativa da indutância na variabilidade das FRFs em comparação à resistência. Por exemplo, para o cenário (d) da Fig. 5, relacionado ao nível de incerteza de 20%, a diferença entre os valores mínimo e máximo das amplitudes de vibração foi de cerca de 25dB.

Neste momento, é importante discutir sobre o circuito ressonante para o amortecimento passivo: como mencionado anteriormente, ele tem um comportamento semelhante ao de um absorvedor dinâmico de vibração (ADV) e, os chamados pontos invariantes também são verificados nas FRFs estocásticas.

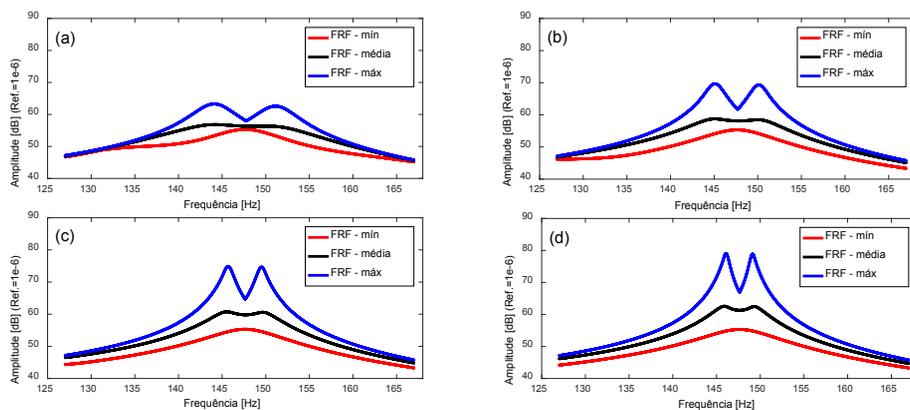


Fig. 5. Variável estocástica: indutância do circuito ressonante. Envelopes de FRFs estocásticas com um nível de incerteza: (a) 5%; (b) 10%; (c) 15%; (d) 20%.

No caso de um ADV, sabe-se que, com a variação do nível de amortecimento, os pontos invariantes não se movem. No entanto, como foi previamente mencionado e aqui demonstrado, a indutância elétrica ajusta o posicionamento do pico em uma determinada frequência, enquanto que resistência elétrica varia o nível de amortecimento passivo do circuito. Assim, no caso do sistema amortecido via *shunt* ressonante, quando apenas a

resistência foi considerada variável incerta, os pontos invariantes foram mantidos, pois a resistência apenas alteraria o amortecimento da estrutura, como foi verificado na Fig. 4. Entretanto, ao se considerar a indutância como variável incerta, não foi mais possível observar a presença dos pontos invariantes, pois houve uma mudança no comportamento do sistema, como se tivesse ocorrido uma mudança na massa da estrutura, resultando em uma alteração do posicionamento em frequência, como apresentado nas Figs. 5, 6 e 7.

No próximo conjunto de simulações, tanto a resistência quanto a indutância do circuito ressonante foram consideradas variáveis incertas e os resultados obtidos são apresentados na Fig. 6.

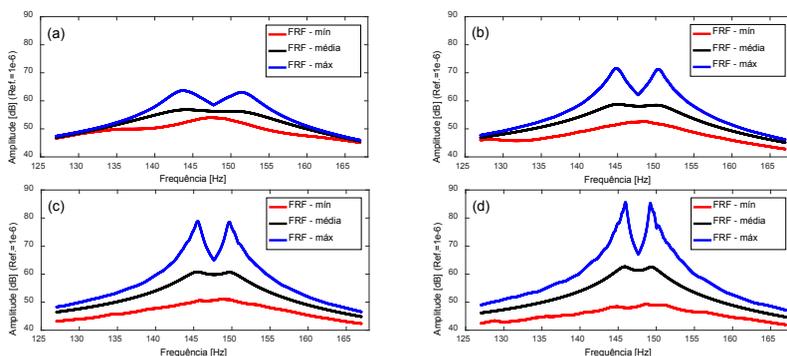


Fig. 6. Variáveis estocásticas: resistência e indutância do circuito ressonante. Envelopes de FRFs estocásticas com um nível de incerteza: (a) 5%; (b) 10%; (c) 15%; (d) 20%.

Ao aumentar o número de variáveis elétricas incertas, o intervalo de confiança também se expandiu, mas nota-se que as incertezas introduzidas na indutância têm mais influência sobre a variabilidade das FRFs do que as incertezas introduzidas pela resistência, como demonstrado nas Figs. 5 e 6.

Os resultados do último conjunto de simulações são apresentados na Fig. 7, que representa o caso em que as incertezas foram introduzidas tanto nas variáveis estruturais, espessura das camadas e ângulos das fibras do compósito, quanto nas variáveis elétricas, resistência e indutância do circuito, de maneira simultânea.

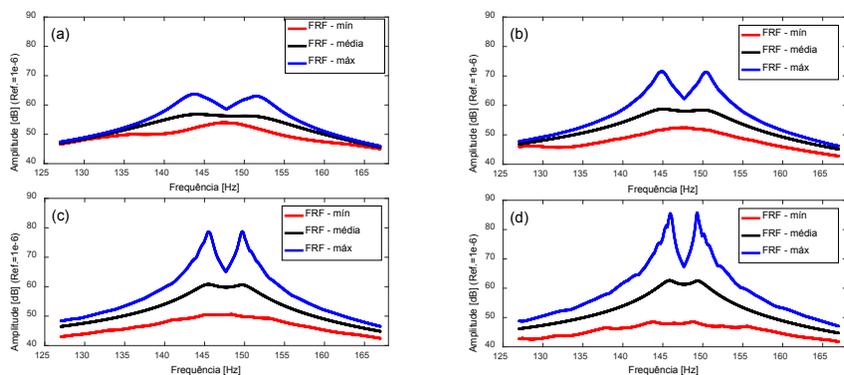


Fig. 7. Variáveis estocásticas: resistência e indutância do circuito ressonante e parâmetros estruturais. Envelopes de FRFs estocásticas com um nível de incerteza: (a) 5%; (b) 10%; (c) 15%; (d) 20%.

Os resultados apresentados na Fig. 7 demonstram o maior grau de influência das variáveis elétricas nas amplitudes das FRFs estocásticas em comparação com os parâmetros estruturais.

5 | CONCLUSÕES FINAIS

Com base nos resultados, é possível verificar claramente a influência dos parâmetros estruturais e elétricos na variabilidade e desempenho do circuito de controle passivo. Para o sistema eletromecânico estocástico amortecido via *shunt* ressonante, foi possível concluir que as incertezas introduzidas nos parâmetros elétricos, resistência e indutância, possuem maior influência na variabilidade das respostas estocásticas se comparadas as incertezas introduzidas nos parâmetros estruturais.

Foi demonstrado também que circuitos ressonantes possuem um comportamento semelhante aos absorvedores dinâmicos de vibração. Assim, foi possível concluir sobre os pontos invariantes na resposta do sistema. Verificou-se que, quando apenas o parâmetro resistivo desse tipo de circuito foi considerado incerto, os pontos invariantes eram mantidos, uma vez que o resistor elétrico apenas altera o nível de amortecimento da estrutura. No entanto, considerando o parâmetro indutivo como incerto, não foi mais possível observar a presença dos pontos invariantes, pois ocorre uma espécie de modificação na massa da estrutura, causando um deslocamento em frequência.

Assim, com base nas simulações numéricas aqui realizadas, é possível destacar que, a metodologia sugerida permite melhorar a previsibilidade do desempenho de circuitos ressonantes, considerando suas incertezas e incertezas na estrutura, constituindo uma ferramenta útil na fase preliminar de projeto deste tipo de controle passivo de vibrações.

Destaca-se ainda a importância do uso de procedimentos de otimização combinados com a quantificação de incerteza de modo a se obter um controle ótimo e robusto no que

tange a atenuação passiva de vibrações. Este aspecto será considerado em trabalhos futuros.

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer à CAPES, ao CNPq, à FAPEMIG e ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica - FEMEC/UFU pelo suporte no desenvolvimento do presente trabalho.

REFERÊNCIAS

CHEE, C., TONG, L. e STEVEN, G. P. **A mixed model for adaptive composite plates with piezoelectric for anisotropic actuation.** *Comput. Struct.*, v. 77, p. 253–268, 2000.

FARIA, A. W. **Modelagem por Elementos Finitos de Placas Compostas Dotadas de Sensores e Atuadores Piezoelétricos: Implementação Computacional e Avaliação Numérica**, 152f. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, 2006.

FLORIAN, A. **An efficient sampling scheme: updates Latin Hypercube sampling.** *Probab. Eng. Mech.*, v. 7, p. 123–130, 1992.

GAY, D., HOA, S. V. e TSAI, S. W. **Composite Materials: Design and Applications.** CRC Press, New York, 2003.

GHANEM, R. G. e SPANOS, P. D. **Stochastic Finite Elements – A Spectral Approach.** Springer Verlag, 1991.

HAGOOD, N. W. e VON FLOTOW, A. **Damping of Structural Vibrations with Piezoelectric Materials and Passive Electrical Networks.** *Journal of Sound and Vibration*, v. 146, n. 2, p. 243-268, 1991.

REDDY, J. N. **Mechanics of Laminated Composite Plates: Theory and Analysis.** 2. ed. Florida: CRC Press, 1997.

RIBEIRO, L. P., DE LIMA, A. M. G. e SILVA, V. A. C. **Robust project of resonant shunt circuit for passive vibration control of composite structures.** *J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, v. 42, p. 342, 2020.

SARAVANOS, D. A. e HEYLIGER P. R. **Coupled Layerwise Analysis of Composite Beams with Embedded Piezoelectric Sensors and Actuators.** *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 6, n. 3, p. 350-363, 1995.

CAPÍTULO 10

ESTUDO COMPARATIVO DE DESEMPENHO ENTRE GLP E GNV EM GERADOR À COMBUSTÃO

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 07/07/2020

José Lesina Cezar

Universidade Luterana do Brasil
Canoas – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/3060084863419387>

Paulo Roberto Hahn

Universidade Feevale
Novo Hamburgo – Rio Grande do Sul

Jorge Luis Plácido de Borba

Universidade Feevale
Novo Hamburgo – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/2128161466465457>

Marco Antônio Frölich

Universidade Feevale
Novo Hamburgo – Rio Grande do Sul

Moisés de Mattos Dias

Universidade Feevale
Novo Hamburgo – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/4783579164324276>

Elienai Josias Brum Dutra

Universidade Feevale
Novo Hamburgo – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/7178930218587378>

Monir Göethel Borba

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Porto Alegre – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/3052881710498127>

Patrice Monteiro de Aquim

Universidade Feevale
Novo Hamburgo – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/7098931445685566>

Eduardo Luis Schneider

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Porto Alegre – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/4086393631403899>

Lirio Schaeffer

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Porto Alegre – Rio Grande do Sul
<http://lattes.cnpq.br/1093242836059112>

RESUMO: Geralmente os grupo motor-gerador são movidos a óleo diesel, por ter um custo menor em relação à gasolina, etanol e querosene. O óleo diesel e as novas tecnologias usadas nos grupos geradores têm motivado debates no Brasil, em função da importância do combustível para o desenvolvimento de áreas de Geração de energia, economia, transporte, saúde e meio ambiente. No país já existem inúmeras pesquisas para aprimorar sua qualidade e diminuir o impacto ambiental causado pelas suas emissões. A análise técnica para o desenvolvimento de geração de energia pela combustão a gás será desenvolvida através do levantamento da disponibilidade física e compatibilidade do sistema elétrico existente. Um estudo de viabilidade técnica e econômica com fundamentações sólidas tem como objetivo eliminar as dúvidas e paradigmas da utilização de fontes alternativas para a geração de energia elétrica e mostrar, através de comparações, que o sistema estudado é uma opção de geração de energia elétrica econômica no horário de ponta e que pode ser utilizado no fornecimento emergencial ou de segurança. A eficiência energética e a possibilidade de aproveitamento

de outras fontes de energias renováveis são assuntos muito discutidos nos últimos tempos. Além das descobertas de gás natural, fonte valiosa na produção de energia da Bacia de Santos e outros pontos na camada de pré-sal. Este artigo trata da análise da eficiência, potencial e custo benefício da utilização da geração de energia em sistema GMG a partir da combustão de gás liquefeito de petróleo e gás natural veicular. Os objetivos principais foram abordar e comparar parâmetros de testes realizados em campo em GMG portátil pertencente ao projeto de energias alternativas da Universidade Feevale. Constatou-se diferenças entre o preço/m³ e grande diferença entre as relações massa-volume-pressão entre os dois gases. Como resultado a utilização do GNV apresentou menor custo.

PALAVRAS-CHAVE: Grupo motor-gerador, gás liquefeito de petróleo, gás natural veicular, energia renovável.

COMPARATIVE STUDY OF PERFORMANCE BETWEEN LPG AND CNG IN COMBUSTION GENERATOR

ABSTRACT: Generally, the motor-generator groups are powered by diesel fuel, as they have a lower cost in relation to gasoline, ethanol and kerosene. Diesel and new technologies used in generator sets have starts debates in Brazil, due to the importance of fuel for the development of areas of energy generation, economy, transport, health and the environment. There are already numerous researches in the country to improve its quality and reduce the environmental impact caused by its emissions. The technical analysis for the development of power generation by gas combustion will be developed by surveying the physical availability and compatibility of the existing electrical system. A study of technical and economic feasibility with solid foundations aims to eliminate doubts and paradigms in the use of alternative sources for the generation of electric energy and to show, through comparisons, that the studied system is an option of economic electric power generation in the peak hours and can be used for emergency or security supplies. Energy efficiency and the possibility of using other sources of renewable energy are subjects that have been much discussed recently. In addition to the discoveries of natural gas, a valuable source of energy production in the Santos Basin and other points in the pre-salt layer. This paper aims the analysis of efficiency, potential and cost benefit of using energy generation in a motor-generator system from the combustion of liquefied petroleum gas and natural gas. The main objectives were to approach and compare parameters of tests carried out in the field on portable motor-generator belonging to the Feevale University alternative energy project. There were differences between the price/m³ and a large difference between the mass-volume-pressure relationships between the two gases. As a result, the use of natural gas was less expensive.

KEYWORDS: Motor-generator group, liquefied petroleum gas, natural gas, renewable energy.

1 | INTRODUÇÃO

1.1 Gerador a biometano em sistema híbrido

A Universidade Feevale, com o financiamento da Secretaria de Ciência e Tecnologia do Estado do Rio Grande do Sul e em parceria com JSA Engenharia, empresa do ramo de projetos de instalações elétricas, desenvolveu um sistema híbrido para geração de energia

a partir de fontes renováveis (solar, eólica e biomassa). Assim, para a geração de energia a partir de biomassa, foram estudados alguns gases obtidos a partir de material orgânico, como o biometano e seu desempenho em geradores à combustão, também conhecidos como grupo motor-gerador. Neste sentido foi adquirido um gerador a gás alimentado a partir de gás líquido de petróleo (GLP), contudo para a aplicação em energia renováveis, este foi adaptado para gás natural veicular (GNV), o qual deve possuir a mesma formulação do biometano, quando este é purificado. Com o objetivo de verificar o desempenho deste gerador a gás a partir do biometano, foram realizados testes comparativos entre estes dois gases, a partir de cargas resistivas e medições de consumo e potência gerada.

1.2 Grupo motor-gerador

Grupo motor-gerador ou grupos geradores são utilizados como fonte principal ou como fonte auxiliar, para suprir a necessidade de energia de forma confiável em empreendimentos de todo e qualquer porte, para quaisquer aplicações, como indústrias, supermercados, shopping centers, hospitais, edifícios residenciais e comerciais, hotéis e outros. Os grupos geradores são constituídos por um gerador, acionado por motor de combustão, sendo este alimentado por combustível (óleo diesel, gás natural, biogás e outros) (Stemac grupos geradores).

Graças aos avanços da tecnologia, os geradores a gás estão crescendo em popularidade para aplicações maiores. Avanços importantes incluem otimização da velocidade de aproximação do motor, integração em paralelo e bicombustível (combinação de gás e diesel). Estas tecnologias estão reduzindo a vantagem histórica do custo dos geradores a gás contra os geradores a diesel. A frequência da tensão de saída do gerador é uma função do desenho da velocidade do motor e alternador. Para atingir 60 Hz, o rotor do alternador deve operar a uma velocidade específica para uma determinada configuração dos polos do alternador. Cinquenta anos atrás, a maioria dos motores de geração operavam em velocidades abaixo de 900 rpm. Nos últimos 30 anos, no entanto, a velocidade do motor foi aumentada. Assim, a velocidade dos motores para geração foi alterada para 1200 a 1800 rpm. Esta tendência tem afetado os geradores a gás em aplicações de até 150 kWh. Historicamente operado a 1800 rpm, a tecnologia atual otimiza os motores automotivos para operar em 2300, 3000 e 3600 rpm. Alguns fabricantes utilizam uma caixa de redução simples entre motor e alternador de quatro polos para obter o melhor rendimento mecânico / elétrico dos equipamentos (GENERAC Grupos Geradores). A figura 1 mostra o esquema básico de um gerador a gás.

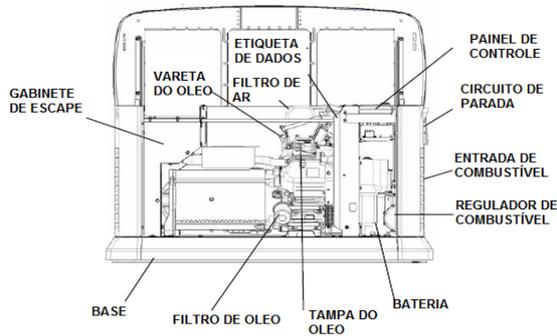


Figura 1 – Gerador a gás

1.3 Combustíveis gasosos

Em comparação aos combustíveis líquidos, os combustíveis gasosos possuem uma relação entre as moléculas de hidrogênio e carbono reduzida, desta forma a geração de CO_2 na combustão é menor, tendo uma maior geração de vapor de água. Possuem também maior facilidade em se misturar com o ar, ocasionando misturas homogêneas com facilidade de queima (MARTINS).

1.3.1 Gás Liquefeito de Petróleo (GLP)

Gás obtido através do processamento do gás natural. Geralmente chamado de gás de cozinha, é basicamente uma mistura de propano e butano, porém pode conter outros hidrocarbonetos em baixa quantidade. A sua queima resulta em baixos níveis de emissões. Como o gás é incolor, é adicionado um composto a base de enxofre, assim o gás é perceptível ao olfato (Agência Nacional de Petróleo). Possui como característica apresentar-se na forma líquida quando submetido a pressões superiores a 4 kgf/cm^2 e inferiores a 15 kgf/cm^2 . Pode ser considerado estável, por esta razão é de fácil transporte e armazenamento (Liquigás). Segundo a Universidade Petrobras, o GLP, pode ser constituído de propano (C_3H_8), propeno (C_3H_6), isobutano (C_4H_{10}), n-butano (C_4H_{10}) e buteno (C_4H_8). O propano tem poder calorífico inferior de 49.952 kJ/kg e o butano de 49.255 kJ/kg . Quando comparado aos demais combustíveis, o GLP possui uma queima limpa, com baixos níveis de SO_x , NO_x (poluentes secundários os quais na atmosfera dão origem aos ácidos sulfúrico e nítrico respectivamente) e CO_2 . Segundo a resolução ANP N° 18 de 02/09/2004, a classificação propano/buteno do GLP, pode conter percentuais variáveis de propano, propeno, butano e buteno, ficando a cargo do distribuidor a escolha da composição a ser vendida. O GLP pode ser comercializado em embalagens (botijões) que variam de 2 a 90 kg, no estado líquido. Desta forma, seu uso se torna mais conveniente em residências e locais remotos (UNIVERSIDADE PETROBRAS).

1.3.2 Gás Natural Veicular (GNV)

Combustível gasoso, produzido através do refino do gás natural ou biogás, com concentração predominante de metano. A composição do gás natural encontrado na forma bruta pode variar muito, porém, o metano predomina a composição acompanhado de etano, propano e butano (LORA, NASCIMENTO). A extração ocorre diretamente nos reservatórios petrolíferos, havendo grande variação na proporção de gás de um reservatório para outro. Em alguns reservatórios o gás natural está associado ao óleo, as vezes dissolvido no próprio óleo ou apenas em contato. Nestas condições o gás natural acaba se tornando apenas um subproduto do petróleo, onde seu aproveitamento é economicamente inviável. Em outros reservatórios, o gás natural não está associado ao óleo, é predominante no reservatório e em alguns casos único. Nestes casos há viabilidade econômica para produção do gás, sendo predominante esta forma de produção no mundo. Para alcançar as propriedades desejadas para comercialização, o gás natural bruto passa por um tratamento em uma Unidade de Processamento de Gás Natural (UPGN), que realiza a retirada de impurezas e de hidrocarbonetos pesados. O gás natural comercializado é constituído basicamente por metano, e as quantidades de etano e propano são somente suficientes para elevar o poder calorífico inferior ao valor desejado. Desta maneira, as análises termodinâmicas podem ser efetuadas levando em consideração o metano como único gás presente na mistura. Com esta consideração é possível assumir que o gás natural possui como poder calorífico inferior 49.000 kJ/kg (GÁS Natural).

1.4 Redutor, misturador e ignição

O redutor de pressão tem por finalidade adequar a pressão do gás que se encontra no reservatório com aquela admitida para combustão (ACIOLI). Para o GNV a pressão de armazenamento é de 220 bar e é necessário a utilização de um redutor específico, com capacidade de disponibilizar uma pressão de saída de aproximadamente 1,5 bar. O GLP é armazenado a pressões inferiores (7 bar) em comparação ao GNV, desta forma o redutor de pressão possui características diferentes.

O misturador, também chamado de mesclador, tem como função principal realizar a correta mistura entre o ar que está sendo admitido pelo motor e o gás que está sendo usado como combustível (CASTRO). Este evento se dá de forma correta em função do tipo de escoamento e da geometria da peça. A capacidade de mistura pode ser incrementada através dos vórtices gerados por um escoamento turbulento.

Os combustíveis gasosos, com exceção do H₂, possuem velocidade de propagação de chama reduzida em comparação aos combustíveis líquidos, desta forma é necessário um sistema de ignição mais robusto, com maior capacidade de descarga de energia (MARTINS).

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Testes do gerador a gás

O gerador a gás de 5,5 kVA é o grupo motor-gerador SP6500EB-F a GLP da empresa S&S Grupo Geradores, descrito no item 1.2. Devido a questões de segurança, primeiramente foi enviado aos Laboratórios da Automotiva da Fundação Escola Técnica Liberato Salzano Vieira da Cunha para testes preliminares com GLP e GNV de acordo com as normas ANP N° 685 de 29/06/2017 e ANP N° 16 de 17/06/2008. Estas normas estabelecem que o biometano a partir de biogás deve ter a mesma formulação do GNV. Assim, os testes com GNV são plenamente válidos para o biogás a partir de biometano.

A equipe deste projeto constatou que o gerador a gás adquirido é uma adaptação de um motor à gasolina da Shanghai Amazonas para gás GLP, acoplado a um gerador elétrico monofásico. Esta adaptação é realizada pela própria empresa que fornece este equipamento.

O gerador utilizado nos testes foi adquirido pronto para o uso com combustível gasoso. Para a utilização de GLP como combustível, é necessário realizar a conexão entre o reservatório de gás e o redutor de pressão presente no gerador originalmente. Ao utilizar o reservatório de GNV com 220 bar foi necessária a instalação de um redutor externo. A figura 2-a mostra o redutor utilizado para o GNV e a figura 2-b para o GLP.

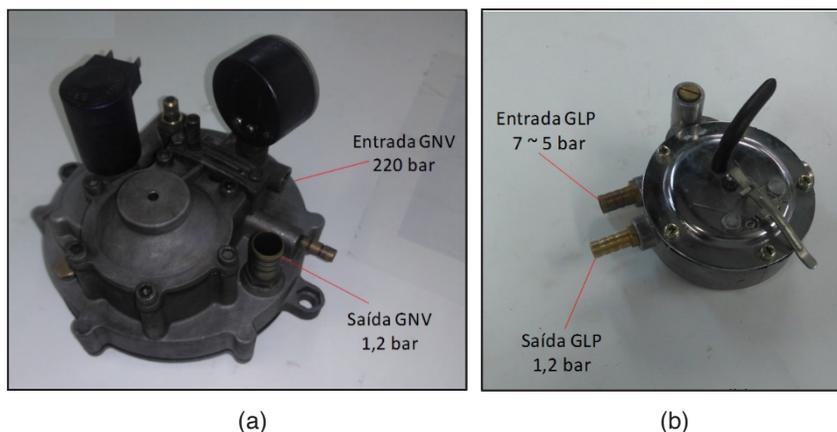


Figura 2 – Redutores de pressão para (a) GNV e (b) GLP

O redutor de pressão para GNV é utilizado em veículos com motores de até 100 kW, fabricado pela empresa BRC modelo ME. Este redutor possui três estágios de membranas e regulação automática do fluxo de gás, conforme as solicitações do motor. Já o redutor para o GLP é de constituição mais simples pois é utilizado para uma pequena redução. Como o gerador adquirido está apto para uso com combustíveis gasosos, o sistema de

ignição não foi alterado. O gerador utilizado nos testes teve o sistema de atomização de combustíveis líquidos desativado, sendo este, adaptado como um misturador para combustíveis gasosos.

Durante os testes, o misturador não se mostrou eficaz. O gerador só alcançou um funcionamento linear quando aplicada uma restrição na admissão do motor. Assim, nestes testes preliminares, foi verificado que este gerador funciona perfeitamente com GLP, GNV e, em consequência, com biometano.

Encerrados os testes preliminares, o gerador a gás foi enviado para a Oficina Tecnológica da Engenharia Mecânica da Universidade Feevale, onde foram realizados os testes definitivos a base de GLP e GNV, a fim de comparar o desempenho a partir dos destes dois combustíveis. Em razão de o gerador a gás tratar-se de um grupo motor-gerador, ou seja, um motor a combustão que aciona um gerador elétrico, os testes de potência devem ser realizados colocando-se uma carga resistiva na saída do gerador. Para este teste foi utilizado um banco de carga resistiva de 7,5 kW.

O primeiro teste foi realizado utilizando GLP e consistiu da pesagem de um botijão de gás (figura 3-a), antes e após um determinado tempo de funcionamento, alimentando o banco de carga resistiva (figura3-b). Assim, a partir da pesagem do gás consumido e da potência dissipada na carga resistiva observadas a partir dos medidores de tensão e corrente (figura 3-c), foi possível relacionar a quantidade de gás consumida pelo motor a combustão e a potência gerada na saída do gerador. O teste com GNV seguiu a mesma metodologia.



Figura 3 – Testes definitivos do gerador a gás com GLP – (a) gás sendo pesado – (b) gerador conectado a carga resistiva e (c) instrumentos de medição

2.2 Instrumentos de medição

A instrumentação do gerador a gás teve como objetivo adicionar sistemas de medições para uma melhor observação do que estava acontecendo. Foram acrescentados ao gerador a gás medidores de temperatura, tensão e corrente elétrica. Além destes, foram utilizados uma balança digital e um banco de cargas resistivas.

Para uma melhor aferição da temperatura do gerador, além do termopar da admissão, foi também instalado outro termopar na saída dos gases de escape do motor, para medir a temperatura dos gases de escape. O mesmo termômetro foi usado para aferir ambas as temperaturas, apenas foi alternado o termopar conectado.

Nos testes para as medidas de tensão, foram utilizados multímetros da marca MINIPA, com escalas para $220V_{rms}$. Para os testes de medida de corrente foi utilizado um amperímetro de alicate com capacidade para $200 A_{AC}$ da marca MINIPA. A visualização das formas de onda e outros dados de medição de tensões elétrica foram realizados utilizando um osciloscópio digital TECTRONIX.

Para as medidas de massas dos cilindros dos gases foi utilizada uma balança da marca TOLEDO, com escala para até 150 kg (figura 6-a).

Os testes de consumo do gerador foram realizados utilizando um banco de carga resistivo de 7,5 kW para tensão de $220 V_{AC}$ fabricado por OHMIC, com 9 resistências de potência nominal de 866 W e máxima de 1 kW cada, o que totaliza, dependendo do tipo de ligação, em uma potência máxima de 9 kW (este é um valor limite, somente podendo ser atingido por curtos períodos de tempo para tensões maiores que $220 V_{AC}$). Para facilitar as ligações dos cabos, foram adicionados conectores externos ao banco de carga, possibilitando assim, maior agilidade na mudança da carga.

2.3 Metodologia dos testes

Os testes de operação do grupo motor-gerador para os gases combustíveis GLP e GNV foram realizados variando-se a carga ligada na saída monofásica do gerador. O primeiro teste foi executado com carga de 2,5 kW e o segundo com carga de 4,5 kW, ambos ligados conforme mostra o diagrama em blocos da figura 4.

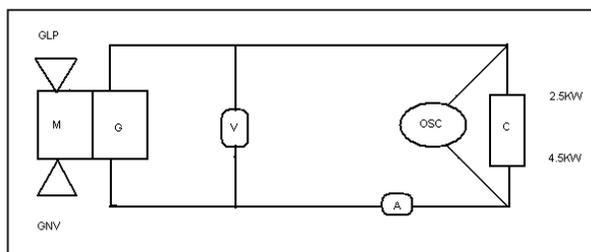


Figura 4 – Diagrama em blocos do Sistema de Medição utilizado nos testes

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados encontrados no primeiro teste para uma carga na saída de 2,5kW mostraram uma relação entre o consumo de gás, potência gerada e tempo, resultou em um consumo de GNV 57% menor que de GLP. Esta relação comprova o bom desempenho do GNV e biometano. Cita-se que o biometano é um gás obtido a partir de dejetos e resíduos orgânicos, portanto uma fonte de energia renovável.

O segundo teste, tanto com GLP quanto com GNV, foi realizado considerando uma carga resistiva com potência máxima de 5 kW e observou-se que com o aumento da potência na carga resistiva, a frequência da tensão gerada, que era maior que 60 Hz no primeiro teste, caiu para 45 Hz para o GLP e 44 Hz para o GNV. Tal condição fez com que fosse limitada a potência do gerador a gás em 3 kW, e não mais os 5,5 kW indicados pelo fabricante do gerador. A tabela 2 mostra os resultados dos testes.

PARÂMETROS	GLP		GNV	
	Meia carga	Carga	Meia carga	Carga
Duração do teste [min]	15	15	30	30
Resistor de carga [Ω]	19,7	9,9	19,7	9,9
Tensão [VAC]	218 +/-1	215 +/- 1	219 +/- 0,1	204 +/-2
Corrente [A]	11,3	21,9	10,7	19,7
Frequência [Hz]	61.7	45	63	44
ΔF (+/-)	+/- 0,5	+/- 2	+/- 0,4	+/- 2
Consumo [g]	750	600	650	850
Potência [kW]	2.46	4.708	2.33	4.05
Temperatura carcaça [$^{\circ}$ C]	60	71	65	65

Tabela 2 – Resultados dos testes

Os valores de tempo de testes foram diferentes devido ao baixo consumo em GNV. Mas as análises foram proporcionais aos consumos com os 2 gases.

A carga apresenta condição de ligação em série ou paralelo das resistências para se alcançar a potência desejada.

A tensão de saída com meia carga o gerador se comportou estável, mantendo a

tensão e frequência nominais até 2,5 kW. Mas com carga plena, cerca de 4,5 kW, não houve estabilidade de tensão e frequência, identificando necessidade de melhor adaptação do sistema de válvulas de admissão dos gases. Após 5 minutos de teste com CARGA PLENA, a frequência caiu para 45 Hz em função de sobrecarga no motor nos dois tipos de gás.

A eficiência do sistema apresentou-se válida para cargas de até 2,5 kW, mostrando-se eficaz para a transformação de energia nestes parâmetros. Contudo, mesmo dentro da faixa de potência de construção do grupo motor-gerador, utilizando gases mostra-se ineficiente para cargas maiores.

Para a relação custo x peso, observou-se que o preço médio do GNV foi de R\$ 2,899/m³ e do GLP foi de R\$ 13,076/m³, sendo que o teste indicou um consumo com menor custo utilizando GNV.

4 | CONCLUSÕES

Analisando-se os testes com uso de gases como combustível, conclui-se que esse tipo de motor apresenta um rendimento abaixo do esperado, pois manteve-se estável apenas até 2,5 kW. Acima deste valor a frequência e tensão caíram na saída do gerador. Uma forma de solucionar este problema seria acoplar um motor à combustão de maior potência.

Diante das dificuldades encontradas no decorrer do trabalho, constatou-se a necessidade de aprofundar a pesquisa das válvulas de alimentação dos gases, pois aquelas utilizadas nos testes apresentaram falhas de regulagem e vazão. Estas falhas resultaram em sinais de congelamento nas válvulas de rebaixamento de pressão do GNV.

A análise financeira dos combustíveis empregados mostrou que embora exista diferença de preço do metro cúbico e grande diferença das relações massa-volume-pressão entre os dois gases, a utilização do GNV apresenta um melhor custo-benefício.

REFERÊNCIAS

ACIOLI, Rejane. **Fabricantes de Redutores de Pressão garantem resistência acima dos limites**. 2006. Disponível em: <http://www.gasnet.com.br/conteudo/26>

51/Fabricantes-de-Redutores-de-Pressao-garantem-resistencia-acima-dos-limites. Acesso em: 10 de jun. de 2018.

Agência Nacional de Petróleo - **Gás Liquefeito de Petróleo: GLP**. 2017. Disponível em: <http://www.anp.gov.br/petroleo-e-derivados2/glp>. Acesso em: 28 de abr. de 2018.

CASTRO, Jonathas Assunção S.n. de. **Otimização de um Misturador Ar-GNV**. 2008. 91 f. TCC (Graduação) - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, 2008.

GÁS Natural. 2013. Disponível em: http://www.gasnet.com.br/gasnatural/gas_co_mpleto.asp#gas1. Acesso em: 29 de abr. de 2018.

GENERAC Grupos Geradores. Disponível em: <http://www.generacbrasil.com.br/galeria/geradores-de-energia-a-gasl>. Acesso em: 01 de set. de 2019.

Grupo GMEG. Disponível em: http://grupogmeg.com.br/produtos/motomil/?gclid=Cj0KCQiAtvPjBRDPARIsAjfZz0rzfgUpclVdad2OaseI0Noy3tEBVulyD3_vjafan5jh0tU_EyaQiygaAjmSEALw_wcB. Acesso em: 01 de set de 2019.

Liquigas - **O que é GLP?** Disponível em: www.liquigas.com.br. Acesso em: 28 de abr. de 2018.

Lora, E.E.D.S.; Nascimento M.A.R.D. **Geração Termelétrica – Planejamento, Projeto e Operação**, 2 ed., EDITORA, CIDADE, 2004

MARTINS, Jorge. **Motores de Combustão Interna: Quarta Edição, Revista e aumentada**. 4. ed. Porto: Publindústria, 2013. 473 p.

Stemac grupo geradores. Disponível em: <http://www.stemac.com.br/pt/produtos/Pages/grupos-geradores-gas-natural.aspx>. Acesso em: 01 de set. de 2019.

S&S Grupos geradores. Disponível em: <https://www.lojassgeradores.com.br/gerador>. Acesso em: 01 de set. de 2019.

Toyama. Disponível em: <http://www.toyama.com.br>. Acesso em: 01 de set. de 2019.

UNIVERSIDADE PETROBRAS. Escola de Ciências e Tecnologias de Abastecimento. **Gás Liquefeito de Petróleo: Informações Técnicas**. Rio de Janeiro: Comissão de Assistência Técnica Petrobras, 2013. 11 p.

MODELAGEM DE ESCOAMENTOS GÁS-LÍQUIDO INTERMITENTES: CORRELAÇÕES PARA O COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 31/07/2020

Lucas Avosani

Universidade Tecnológica Federal do Paraná,
Câmpus Ponta Grossa, Departamento
Acadêmico de Mecânica
Ponta Grossa — Paraná
<http://lattes.cnpq.br/9317146985380710>

Luiz Eduardo Melo Lima

Universidade Tecnológica Federal do Paraná,
Câmpus Ponta Grossa, Departamento
Acadêmico de Mecânica
Ponta Grossa — Paraná
<https://orcid.org/0000-0002-3084-5720>

RESUMO: escoamentos gás-líquido são de grande importância em muitas aplicações, por exemplo, na indústria de petróleo, onde gás natural e óleo escoam simultaneamente nas linhas de produção. A transferência de calor é um fenômeno relevante nestas aplicações e, conseqüentemente, estudos têm sido realizados para melhor compreender a sua influência na dinâmica do escoamento. Este trabalho tem por objetivo realizar uma análise comparativa de correlações para o coeficiente convectivo de transferência de calor aplicáveis em escoamentos gás-líquido, apresentando suas características e limitações. Deste modo, algumas correlações disponíveis na literatura foram analisadas numericamente, a fim de verificar os desvios destas correlações quando comparadas contra

dados experimentais, também da literatura, de escoamentos gás-líquido intermitentes em tubulações. Os resultados das correlações foram analisados, em termos do número de Nusselt, considerando limites de $\pm 30\%$ de desvio em relação aos dados experimentais. As correlações que mostraram menores desvios são aquelas desenvolvidas em condições semelhantes as dos dados experimentais utilizados, uma vez que seus parâmetros de fechamento são definidos com base em informações empíricas. As correlações que mostraram maiores desvios são aquelas que possuem significativas diferenças nas definições dos parâmetros empíricos utilizados.

PALAVRAS-CHAVE: Escoamento multifásico, Padrão intermitente, Transferência de calor, Coeficiente convectivo, Correlações.

INTERMITTENT GAS-LIQUID FLOWS MODELING: CORRELATIONS FOR THE HEAT TRANSFER COEFFICIENT

ABSTRACT: Gas-liquid flows are of great importance in many applications, for example, in the oil industry, where natural gas and oil flow simultaneously in production lines. Heat transfer is a relevant phenomenon in these applications and, consequently, studies have been carried out to better understanding its influence on flow dynamics. This work aims to perform a comparative analysis of correlations for the convective heat transfer coefficient applicable to gas-liquid flows, presenting its characteristics and limitations. Thus, some correlations available in the literature were numerically analyzed to verify the deviations of these correlations when

compared against experimental data, also of the literature, of gas-liquid intermittent flows in pipes. The correlations results were analyzed in terms of the Nusselt number, considering limits of $\pm 30\%$ of deviation concerning the experimental data. The correlations that showed smaller deviations are those developed in conditions similar to those of the experimental data used since their closure parameters are defined based on empirical information. The correlations that showed the highest deviations are those that have significant differences in the definitions of the empirical parameters used.

KEYWORDS: Multiphase flow, Intermittent pattern, Heat transfer, Convective coefficient, Correlations.

1 | INTRODUÇÃO

Escoamentos multifásicos são encontrados em diversas aplicações, como por exemplo, nas indústrias de refrigeração, de geração de energia, de petróleo, química e alimentícia. O estudo da transferência de calor em escoamentos multifásicos é de grande importância em muitas destas aplicações, pois permite o aperfeiçoamento de processos, bem como uma maior segurança em projetos de trocadores de calor, tubulações, bombas, entre outros dispositivos (SHOHAM, 2006).

Escoamentos gás-líquido podem ocorrer em linhas horizontais, inclinadas e verticais, apresentando-se na forma de diferentes padrões que são divididos em três tipos principais: disperso, separado e intermitente. O escoamento disperso é aquele no qual uma das fases está dispersa na forma de inúmeras bolhas ou gotas na outra fase (contínua). O escoamento separado é aquele onde há uma interface bem definida separando as fases, que escoam de forma contínua. O escoamento intermitente pode ser considerado uma combinação dos dois primeiros, onde as características de cada uma se repetem com determinada frequência. A ocorrência destes padrões de escoamento é afetada pela geometria da tubulação, velocidades das fases e propriedades dos fluidos, influenciando assim, a perda de carga do sistema e, principalmente, a transferência de calor entre as fases do escoamento (SHOHAM, 2006).

A transferência de calor nestes casos se dá principalmente por meio da convecção (forçada ou natural), que é a transferência de calor que ocorre entre uma superfície estática ou não e um fluido em movimento, quando há uma diferença de temperatura. A importância de se ter conhecimento da transferência de calor nos escoamentos gás-líquido se dá devido sua influência na velocidade do escoamento, no gradiente de pressão e nas propriedades dos fluidos, podendo causar mudanças de fases indesejadas ou não para uma determinada aplicação (SHOHAM, 2006).

Este estudo tem por objetivo realizar uma análise comparativa de correlações para o coeficiente de transferência de calor em escoamentos gás-líquido, no padrão intermitente, contra dados experimentais disponíveis na literatura. As correlações analisadas foram implementadas computacionalmente utilizando o programa MATLAB®, com a finalidade

de automatizar os cálculos dos diversos parâmetros necessários à solução algébrica das correlações. Além disto, esta ferramenta computacional pode ser utilizada como uma biblioteca auxiliar em outras ferramentas ou códigos computacionais para a simulação de escoamentos gás-líquido, na solução de problemas que necessitem de uma estimativa para o coeficiente de transferência de calor bifásico, dentro de limites aceitáveis.

2 | REVISÃO DA LITERATURA

Inúmeros trabalhos da literatura apresentam correlações para o coeficiente convectivo de transferência de calor em escoamentos gás-líquido, sendo estas divididas em dois grupos: as empíricas, baseadas em dados experimentais; as mecanicistas, baseadas nos fenômenos físicos.

Groothuis e Hendl (1959) coletaram dados da transferência de calor em uma bancada experimental vertical para escoamentos de ar-água e gás-óleo. A transferência de calor para esses escoamentos gás-líquido foram representadas por correlações entre os números de Nusselt (Nu), de Reynolds (Re) e de Prandtl (Pr). Nessas correlações, Pr foram tomados com base nas propriedades do líquido. Para o escoamento ar-água, Pr ficou em torno de 5000, considerado regime turbulento. Já para o escoamento gás-óleo, Pr variou no intervalo de 1400 até 3500, considerado regime laminar.

Hughmark (1965) propôs uma estimativa da fração de gás relacionada com a velocidade da bolha e o do líquido, para escoamentos em golfadas (intermitente) horizontais, utilizando dados experimentais obtidos por outros autores. Para isso, propôs dois métodos a partir de duas correlações de transferência de calor. Na primeira, para regime turbulento, houve uma modificação na analogia entre o atrito superficial e a transferência de calor sugerida por Carr e Kropholler (1962). Na segunda, para regime laminar, foi sugerido uma modificação da equação de Graetz-Leveque.

Shah (1981) utilizou dados experimentais obtidos por diferentes autores para propor uma correlação para o cálculo do coeficiente de transferência de calor bifásico, h , válida para todos os padrões de escoamento. O número de Froude (Fr) do líquido foi utilizado como parâmetro para identificar os padrões de escoamento. O autor considerou a transição entre os regimes laminar e turbulento para um Fr do líquido de 170.

Kago et al. (1986) utilizaram uma tubulação horizontal com diâmetro interno de 5,15 mm, aquecida através de um fluxo de calor uniforme na parede externa, para obtenção de dados experimentais da fração de líquido, da queda de pressão e do coeficiente de transferência de calor. Trabalharam apenas com o escoamento intermitente horizontal, utilizando ar e diversas misturas de aditivos com água para alterar a viscosidade e a tensão superficial. As correlações obtidas por eles foram comparadas contra dados experimentais próprios e também de outros trabalhos disponíveis na literatura.

Deshpande, Bishop e Karandikar (1991) obtiveram dados experimentais da transferência de calor em tubos horizontais, aquecidos eletricamente, utilizando ar e água como fluidos de trabalho, para o estudo do padrão de golfadas. Eles desenvolveram correlações de transferência de calor para a parte inferior do tubo, para a parte superior do tubo e para a média global do tubo. Eles verificaram que os coeficientes de transferência de calor no topo do tubo eram menores que na parte inferior do tubo e que ambos aumentavam com o aumento da velocidade do líquido, apesar disso, não houve alterações significativas com o aumento da velocidade do gás.

Kim, Ghajar e Dougherty (2000) propuseram uma correlação para a transferência de calor de escoamentos gás-líquido em regime turbulento na vertical. Esta correlação foi baseada nas propriedades tanto do líquido quanto do gás e depende da relação entre os títulos mássicos do gás e do líquido, mesmo para um coeficiente de transferência de calor relativamente baixo. Para o cálculo da transferência de calor no líquido, foi utilizada a correlação de Sieder e Tate (1936). A fração de gás foi calculada pela equação de Chisholm (1973). A correlação mostrou bons resultados para o coeficiente de transferência de calor para os 255 pontos experimentais analisados, considerando água-ar, silicone-ar, água-hélio e água-fréon.

Ghajar (2005) apresentou um tutorial revisando os fundamentos físicos da transferência de calor em escoamentos gás-líquido, reunindo as principais correlações de diferentes autores publicadas nos últimos 60 anos e por meio de tabelas, realçou as validades e limitações de cada correlação. Posteriormente, Kim e Ghajar (2006) propuseram um aprimoramento da correlação de transferência de calor para escoamentos gás-líquido, desenvolvida pelos mesmos em 2002, chegando a uma correlação geral para o coeficiente de transferência de calor aplicável em diversos padrões de escoamentos em tubos horizontais. Para verificar esta correlação, eles utilizaram um aparato experimental com água e ar em um tubo (com diâmetro de 27,9 mm) horizontal, escoando em diferentes padrões de escoamento.

Lima (2009) determinou, utilizando um aparato experimental, o coeficiente de transferência de calor bifásico para o padrão intermitente gás-líquido horizontal. Utilizou uma mistura pré-aquecida de água e ar, variou parâmetros como as vazões mássicas de ar e de água e comparou seus resultados com os obtidos por correlações de outros autores, observando uma boa concordância entre os resultados.

3 | METODOLOGIA

A partir da análise dimensional é possível demonstrar que o coeficiente de transferência de calor por convecção (h) está relacionado com o número de Nusselt (Nu), de acordo com a Equação (1):

$$Nu = hD/k \quad (1)$$

Sendo o diâmetro da tubulação e k a condutividade térmica do fluido. Para escoamentos gás-líquido considera-se normalmente a condutividade da fase líquida (k_l).

Muitas das correlações disponíveis na literatura, aplicáveis em escoamentos gás-líquido, são definidas com base na relação funcional definida por $Nu = f(Re, Pr)$, acrescida da dependência de outros parâmetros importantes para a dinâmica do escoamento, como por exemplo, razão de viscosidades (entre fases e entre fluido no meio e fluido na temperatura da parede), frações ou títulos das fases, entre outros.

3.1 Correlações para o Coeficiente de Transferência de Calor Bifásico

Da revisão bibliográfica realizada, foram selecionadas dezenove correlações para o coeficiente de transferência de calor em escoamentos gás-líquido no padrão intermitente. Estas correlações são apresentadas na Tabela 1 em termos do Nu , para permitir uma melhor comparação entre os resultados obtidos por estas correlações em relação aos dados experimentais utilizados nesta análise. As correlações na Tabela 1 são exibidas em ordem cronológica de publicação: C01 (SIEDER; TATE, 1936); C02 (KING, 1952); C03 (GROOTHUIS; HENDAL, 1959); C04 (OLIVER; WRIGHT, 1964); C05 (HUGHMARK, 1965); C06 (KUDIRKA; GROSH; MCFADDEN, 1965); C07 (DORRESTEIJN, 1970); C08 (MARTIN; SIMS, 1971); C09 (AGGOUR, 1978); C10 (RAVIPUDI; GODBOLD; 1978); C11 (CHU; JONES, 1980); C12 (SHAH, 1981); C13 (VIJAY; AGGOUR; SIMS, 1982); C14 (ELAMVALUTHI; SRINIVAS, 1984); C15 (KAGO et al., 1986); C16 (REZKALLAH; SIMS, 1987); C17 (DESHPANDE; BISHOP; KARANDIKAR, 1991); C18 (KIM; GHAJAR; DOUGHERTY, 2000); C19 (KIM; GHAJAR, 2006). Nas grandezas físicas (variáveis e parâmetros) exibidas ao longo do documento, consideram-se os subíndices g e l para as fases gasosa e líquida, respectivamente, e a ausência de subíndice para a mistura gás-líquido, usualmente.

N.	$Nu = hD/k_f$	Relações auxiliares
C01	$\begin{cases} 1,86 \left(Re_l Pr_l \frac{D}{L} \right)^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14}, & \text{se laminar} \\ 0,027 Re_l^{4/5} Pr_l^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14}, & \text{se turbulento} \end{cases}$	–
C02	$\frac{0,023 Re_l^{4/5} Pr_l^{2/5}}{(1+0,025 \sqrt{Re_g}) \phi_l^{0,52}} (\Phi_l^2)^{0,32}$	–
C03	$\begin{cases} 0,029 (Re_g + Re_l)^{0,87} Pr_l^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14}, & \text{se ar – água} \\ 2,6 (Re_g + Re_l)^{0,39} Pr_l^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14}, & \text{se gás – óleo} \end{cases}$	–
C04	$1,615 \left(Re Pr_l \frac{D}{L} \right)^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \left(\frac{1,2}{\phi_l^{0,36}} - \frac{0,2}{\phi_l} \right)$	$Re = JD\rho/\mu$
C05	$1,75 \left(\frac{Q_l}{\phi_l \alpha_l L} \right)^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \phi_l^{-1/2}$	–
C06	$125 Re_l^{1/4} Pr_l^{1/3} \left(\frac{J_g}{J_l} \right)^{1/8} \left(\frac{\mu_g}{\mu_l} \right)^{3/5} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14}$	–
C07	$0,0123 Re_l^{0,9} Pr_l^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \phi_l^n$	$n = \begin{cases} -1/3, & \text{se laminar} \\ -0,8, & \text{se turbulento} \end{cases}$
C08	$Nu_{C01} \left(1 + 0,64 \sqrt{\frac{J_g}{J_l}} \right)$	–
C09	$\begin{cases} 1,615 \left(Re_l Pr_l \frac{D}{L} \right)^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \phi_l^{-1/3}, & \text{se laminar} \\ 0,0155 Re_l^{0,83} Pr_l^{1/2} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{1/3} \phi_l^{-0,83}, & \text{se turbulento} \end{cases}$	–
C10	$0,56 Re_l^{3/5} Pr_l^{1/3} \left(\frac{J_g}{J_l} \right)^{0,3} \left(\frac{\mu_g}{\mu_l} \right)^{1/5} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14}$	–
C11	$0,43 \left(\frac{Re_l}{\phi_l} \right)^{0,55} Pr_l^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \left(\frac{p_{atm}}{p} \right)^{0,17}$	–
C12	$\begin{cases} 1,86 \left(Re_l Pr_l \frac{D}{L} \right)^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \psi_1, & \text{se laminar} \\ 0,023 Re_l^{4/5} Pr_l^{2/5} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \psi_1, & \text{se turbulento} \end{cases}$	$\psi_1 = (1 + J_g/J_l)^{1/4}$
C13	$Nu_{C09} (\Phi_l^2)^{0,451}$	–
C14	$\left[0,021 \left(\frac{Re_l}{\sqrt{\phi_l}} \right)^{4/5} + 0,45 \right] Pr_l^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \psi_2$	–
C15	$\left[0,021 \left(\frac{Re_l}{\sqrt{\phi_l}} \right)^{4/5} + 0,45 \right] Pr_l^{1/3} \left(\frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{0,14} \psi_2$	$\psi_2 = 1 + 0,3e^{-0,5(\sqrt{Fr_l}-2)^2}$
C16	$Nu_{C01} \phi_l^{-0,9}$	–
C17	$0,023 Re^{0,83} Pr^{8/5} \left(\frac{J_g}{J_l} \right)^{0,76}$	$Re = JD\rho/\mu$ $Pr = C_n \mu/k$
C18	$Nu_{C01} \phi_l \left[1 + 0,27 \left(\frac{Pr_g}{Pr_l} \right)^{0,66} \left(\frac{\phi_g}{\phi_l} \right)^{1,21} \left(\frac{x_g}{x_l} \right)^{-0,04} \left(\frac{\mu_g}{\mu_l} \right)^{-0,72} \right]$	–
C19	$Nu_{C01} F_p \left[1 + 0,7 \left(\frac{1-F_p}{F_p} \right)^{0,06} \left(\frac{Pr_g}{Pr_l} \right)^{0,03} \left(\frac{x_g}{x_l} \right)^{0,08} \left(\frac{\mu_g}{\mu_l} \right)^{-0,14} \right]$	$F_p = \phi_l + \phi_g \psi_3^2$ $\psi_3 = \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{J_g \phi_g - 1/\phi_l}{gD(\rho_l/\rho_g - 1)}} \right)$

Tabela 1 – Correlações para o coeficiente de transferência de calor bifásico

Fonte: autoria própria.

Na Tabela 1, têm-se: L é o comprimento da seção de troca de calor; p e P_{atm} são as pressões absoluta e atmosférica, respectivamente; Q é a vazão volumétrica (fase ou mistura); J é a velocidade superficial (fase ou mistura); ρ é a massa específica (fase ou mistura); μ e μ_{lw} são as viscosidades dinâmicas de fase ou mistura e do líquido na temperatura da parede, respectivamente; C_p é o calor específico isobárico (fase ou mistura); α é a difusividade térmica (fase ou mistura); $Pr = \mu C_p / k$ é o número de Prandtl (fase ou mistura); $Re = JD\rho/\mu$ é o número de Reynolds (fase ou mistura); $Fr = J/\sqrt{gD}$ é o número de Froude (fase ou mistura); ϕ_g e ϕ_l são as frações de gás e líquido, respectivamente; $x_g = \dot{m}_g/\dot{m}$ e $x_l = \dot{m}_l/\dot{m}$ são os títulos mássicos de gás e de líquido, respectivamente; Nu_{CO1} e Nu_{CO9} são os números de Nusselt definido por Sieder e Tate (1936) e Aggour (1978), respectivamente; Φ_l^2 é o multiplicador bifásico do líquido de Lockhart e Martinelli (1949). As correlações mostradas na Tabela 1 foram implementadas no programa MATLAB® para realização do cálculo do h , permitindo a comparação destas correlações contra dados experimentais obtidos por Lima (2009).

3.2 Determinação da Precisão das Correlações

A precisão de cada correlação para o coeficiente de transferência de calor bifásico, mostradas na Tabela 1, é estimada pelos valores médios dos desvios relativo e absoluto, ξ_{rel} e ξ_{abs} , assim como na média quadrática (RMS, do inglês *Root Mean Square*) entre o valor calculado com cada correlação e o valor medido para os N pontos experimentais obtidos por Lima (2009). ξ_{rel} , ξ_{abs} e RMS são definidos pelas Equações (2), (3) e (4), respectivamente:

$$\xi_{rel} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \frac{Nu_{i,calc} - Nu_{i,med}}{Nu_{i,med}} \quad (2)$$

$$\xi_{abs} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{Nu_{i,calc} - Nu_{i,med}}{Nu_{i,med}} \right| \quad (3)$$

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left(\frac{Nu_{i,calc} - Nu_{i,med}}{Nu_{i,med}} \right)^2} \quad (4)$$

3.3 Dados Experimentais Utilizados na Análise Comparativa

Os dados experimentais selecionados na literatura para esta análise comparativa foram os obtidos por Lima (2009), que determinou o coeficiente convectivo de transferência de calor utilizando um aparato experimental para escoamentos gás-líquido intermitentes na horizontal, com água e ar como fluidos de trabalho em uma tubulação de diâmetro $D = 0,052\text{m}$ e comprimento da seção de troca de calor de $L = 6,071\text{m}$. Na Tabela 2, são apresentadas as propriedades dos fluidos utilizadas para realização dos cálculos das correlações mostradas na Tabela 1, conforme descrito em Lima (2009).

Fase	ρ_k /[kg/m ³]	μ_k /[Pa.s]	μ_{kw} /[Pa.s]	C_{pk} /[J/(kg.K)]	k_k /[W/(m.K)]
Gás ($k = g$)	1,78	1,9210 ⁻⁵	–	1018,8	0,027
Líquido ($k = l$)	992,8	6,8710 ⁻⁴	7,4510 ⁻⁴	3890,06	0,631

Tabela 2 – Propriedade dos fluidos

Fonte: adaptada de Lima (2009).

Na Tabela 3, são apresentadas as vazões mássicas do gás e do líquido para cada um dos 25 ensaios experimentais realizados por Lima (2009).

Ensaio	\dot{m}_g /[kg/s]	\dot{m}_l /[kg/s]	Ensaio	\dot{m}_g /[kg/s]	\dot{m}_l /[kg/s]
1	0,0015	1,34	14	0,0019	2,16
2	0,0019	1,52	15	0,0012	2,27
3	0,0018	1,93	16	0,0008	2,35
4	0,0017	2,21	17	0,0015	2,60
5	0,0016	2,22	18	0,0015	2,60
6	0,0026	2,06	19	0,0023	2,47
7	0,0027	1,42	20	0,0030	2,37
8	0,0013	1,63	21	0,0030	2,62
9	0,0012	1,39	22	0,0020	2,76
10	0,0007	1,47	23	0,0012	2,91
11	0,0026	1,22	24	0,0012	2,91
12	0,0026	2,05	25	0,0012	2,65
13	0,0025	2,07			

Tabela 3 – Vazões mássicas dos fluidos

Fonte: adaptada de Lima (2009).

4 | RESULTADOS E DISCUSSÃO

Para permitir uma melhor comparação dos resultados obtidos pelas correlações contra os dados experimentais de Lima (2009), foram plotados quatro gráficos, apresentados na Figura 1a–d, contendo os valores referentes aos números de Nusselt (Nu) calculados pelas correlações em função dos respectivos valores de cada ensaio experimental. Foram estabelecidos limites de $\pm 30\%$ para observação dos desvios entre os valores calculados e medidos.

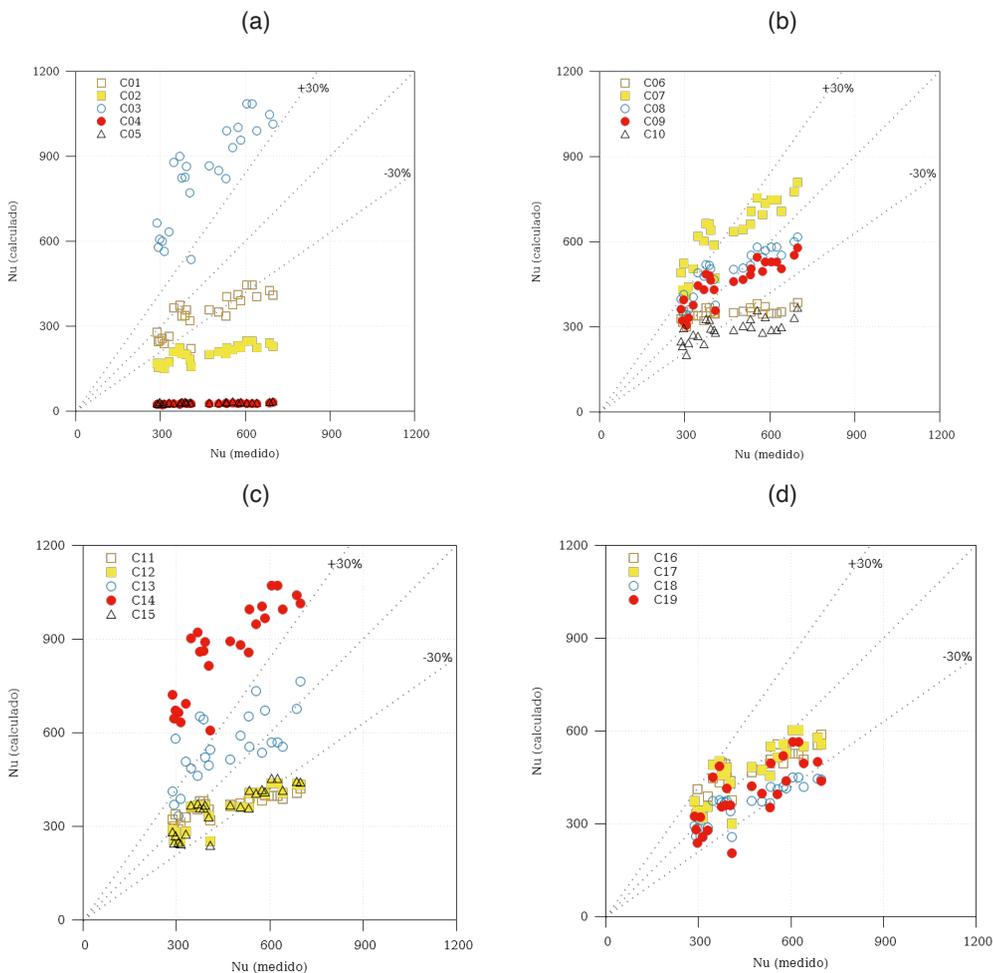


Figura 1 – Comparação dos resultados calculados e medidos, em termos do : (a) C01 a C05; (b) C06 a C10; (c) C11 a C15; (d) C16 a C19

Fonte: autoria própria.

As correlações C08, C15, C17 e C19 foram desenvolvidas especificamente para escoamento em tubulações horizontais, a correlação C12 é válida tanto para tubulações horizontais quanto verticais e as correlações C09, C11, C16 e C18 foram desenvolvidas apenas para tubulações verticais. Todas estas correlações mostraram resultados satisfatórios, mesmo as desenvolvidas apenas para tubulações verticais.

As correlações C02, C03, C06 e C14 não mostraram resultados satisfatórios. A correlação C02, apesar de válida para escoamentos horizontais de água e ar, possui uma razão L/D adotada na sua formulação que é 117% maior do que a dos ensaios experimentais

utilizado para comparação. Na correlação C03, de acordo com o autor, não foi possível verificar com exatidão o padrão de escoamento durante os experimentos, que variou de intermitente, passando pelo agitado, até o anular. As correlações C06 e C14 são válidas apenas para escoamentos verticais com razão L/D de 84% e de 26%, respectivamente, menor do que a dos ensaios experimentais, além disto, a correlação C06 é limitada às misturas de ar-glicol, ar-SCMC e ar-Poliox.

A correlação C01 foi utilizada para o cálculo do monofásico nas correlações C08, C16, C18 e C19, que mostraram resultados satisfatórios. Entretanto, seus resultados quando comparados com o experimental, apresentam uma pequena divergência, com apenas 7 dos 25 pontos fora dos $\pm 30\%$ de desvio em relação ao experimental. A correlação C13 mostrou resultados razoáveis, porém, segundo Ghajar (2005), espera-se que ela seja melhor aplicável na predição para os padrões disperso e separado.

As correlações C07 e C10 mostraram um significativo desvio, pois a correlação C07 é válida somente para misturas ar-óleo e a correlação C10 é válida somente para o padrão de escoamento agitado (transição intermitente-separado). Por fim, as correlações que mostraram os desempenhos menos satisfatórios são as correlações C04 e C05, cujos valores ficaram aproximadamente constantes (com um crescimento pouco significativo) para toda a faixa de pontos experimentais, possivelmente devido à dependência de suas correlações com suas respectivas proposições de modelo para estimativa das frações das fases.

A Tabela 4 mostra os resultados para os desvios das correlações. Os valores de ξ_{rel} , ξ_{abs} e RMS variam de -53,90% a 95,74%, de 14,25% a 95,74% e de 17,04% (C09) a 101,57% (C14), respectivamente.

N.	$\xi_{rel}/[\%]$	$\xi_{abs}/[\%]$	RMS/ $[\%]$	N.	$\xi_{rel}/[\%]$	$\xi_{abs}/[\%]$	RMS/ $[\%]$
C01	-22,56	23,17	26,08	C11	-16,00	18,85	23,51
C02	-53,90	53,90	54,58	C12	-19,80	20,24	23,69
C03	87,21	87,21	92,37	C13	24,88	27,82	36,31
C04	-93,70	93,70	93,71	C14	95,74	95,74	101,57
C05	-93,18	93,18	93,20	C15	-20,25	20,82	23,81
C06	-18,51	22,53	27,45	C16	4,60	15,31	18,31
C07	41,01	41,01	46,55	C17	4,50	14,25	17,91
C08	11,54	16,95	21,55	C18	-17,93	19,01	22,34
C09	2,71	14,57	17,04	C19	-11,36	18,25	21,80
C10	-33,25	33,25	36,32				

Tabela 4 – Desvios das correlações para o coeficiente de transferência de calor bifásico em relação aos valores obtidos experimentalmente por Lima (2009)

Fonte: autoria própria.

5 | CONCLUSÕES

Das dezenove correlações analisadas neste trabalho, nove mostraram resultados satisfatórios quando comparadas contra os dados experimentais, as demais mostraram resultados menos satisfatórios, em relação aos limites estabelecidos para os desvios. Foi observado que as divergências nos resultados apresentados, ocorrem devido à diferença nos parâmetros utilizados no desenvolvimento das correlações, como a razão entre o comprimento e o diâmetro da seção de troca de calor, a orientação do aparato experimental, o padrão de escoamento e os fluidos utilizados. Por sua vez, as correlações que mostraram resultados satisfatórios foram àquelas desenvolvidas em condições semelhantes aos dados utilizados na comparação. Este estudo demonstra que existe uma grande dependência dos parâmetros relacionados a cada correlação, que por sua vez permite realizar uma escolha mais apropriada de cada correlação em função das características do sistema. Em trabalhos futuros podem ser realizadas análises de novas correlações, bem como a comparação contra outros conjuntos de dados experimentais. Além disso, outros padrões de escoamento podem ser investigados nestas análises.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Universidade Tecnológica Federal do Paraná pelo apoio recebido para o desenvolvimento deste trabalho.

REFERÊNCIAS

- AGGOUR, M. A. **Hydrodynamics and heat transfer in two-phase two-component flows**. 1978. 435 p. Thesis (Doctorate) — University of Manitoba, Winnipeg, MB, Canada, 1978. Disponível em: <http://hdl.handle.net/1993/14171>. Acesso em: 30 jul. 2019.
- CARR, A. D.; KROPHOLLER, H. W. Vapor liquid equilibria at atmospheric pressure: binary systems of ethyl acetate-benzene, ethyl acetate-toluene, and ethyl acetate-p-xylene. **J. Chem. Eng. Data**, v. 7, n. 1, p. 26–28, 1962. DOI: 10.1021/je60012a007.
- CHISHOLM, D. Void fraction during two-phase flow. **J. Mech. Eng. Sci.**, v. 15, n. 3, p. 235–236, 1973. DOI: 10.1243/JMES_JOUR_1973_015_040_02.
- CHU, Y. C.; JONES, B. G. Convective heat transfer coefficient studies in upward and downward, vertical, two-phase, non-boiling flows. **AIChE Symp. Series**, v. 76, p. 79–90, 1980.
- DESHPANDE, S. D.; BISHOP, A. A.; KARANDIKAR, B. M. Heat transfer to air-water plug slug flow in horizontal pipes. **Ind. Eng. Chem. Res.**, v. 30, n. 9, p. 2172–2180, 1991. DOI: 10.1021/ie00057a018.
- DORRESTEIJN, W. R. **Experimental study of heat transfer in upward and downward two-phase flow of air and oil through 70-mm tubes**. Proceeding of International Heat Transfer Conference 4. **Anais...** In: INTERNATIONAL HEAT TRANSFER CONFERENCE 4. Paris, France: Begellhouse, 1970. DOI: 10.1615/IHTC4.610.

ELAMVALUTHI, G.; SRINIVAS, N. S. Two-phase heat transfer in two component vertical flows. **Int. J. Multiphase Flow**, v. 10, n. 2, p. 237–242, 1984. DOI: 10.1016/0301-9322(84)90021-1.

GHAJAR, A. J. Non-boiling heat transfer in gas-liquid flow in pipes: a tutorial. **J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.**, v. 27, n. 1, p. 46–73, 2005. DOI: 10.1590/S1678-58782005000100004.

GROOTHUIS, H.; HENDAL, W. P. Heat transfer in two-phase flow. **Chem. Eng. Sci.**, v. 11, n. 3, p. 212–220, 1959. DOI: 10.1016/0009-2509(59)80089-0.

HUGHMARK, G. A. Holdup and heat transfer in horizontal slug gas-liquid flow. **Chem. Eng. Sci.**, v. 20, n. 12, p. 1007–1010, 1965. DOI: 10.1016/0009-2509(65)80101-4.

KAGO, T. et al. Heat transfer in horizontal plug and slug flow for gas-liquid and gas-slurry systems. **J. Chem. Eng. Jpn.**, v. 19, n. 2, p. 125–131, 1986. DOI: 10.1252/jcej.19.125.

KIM, J.; GHAJAR, A. J. A general heat transfer correlation for non-boiling gas-liquid flow with different flow patterns in horizontal pipes. **Int. J. Multiphase Flow**, v. 32, n. 4, p. 447–465, 2006. DOI: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2006.01.002.

KIM, D.; GHAJAR, A. J.; DOUGHERTY, R. L. Robust heat transfer correlation for turbulent gas-liquid flow in vertical pipes. **J. Thermophys. Heat Tr.**, v. 14, n. 4, p. 574–578, 2000. DOI: 10.2514/2.6559.

KING, C. D. G. **Heat transfer and pressure drop for an air-water mixture flowing in a 0.737 inch ID horizontal pipe**. 1952. Dissertation (Master Degree) — University of California, Berkeley, CA, USA, 1952.

KUDIRKA, A. A.; GROSH, R. J.; MCFADDEN, P. W. Heat transfer in two-phase flow of gas-liquid mixtures. **Ind. Eng. Chem. Fund.**, v. 4, n. 3, p. 339–344, 1965. DOI: 10.1021/i160015a018.

LIMA, I. N. R. C. **Estudo experimental da transferência de calor no escoamento bifásico intermitente horizontal**. 2009. 118 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, Brasil. Disponível em: <http://www.repositorio.unicamp.br/handle/REPOSIP/264629>. Acesso em: 14 ago. 2018.

LOCKHART, R. W.; MARTINELLI, R. C. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. **Chem. Eng. Prog.**, v. 45, n. 1, p. 39–48, 1949.

MARTIN, B. W.; SIMS, G. E. Forced convection heat transfer to water with air injection in a rectangular duct. **Int. J. of Heat and Mass Transfer**, v. 14, n. 8, p. 1115–1134, 1971. DOI: 10.1016/0017-9310(71)90208-0.

OLIVER, D. R.; WRIGHT, S. J. Pressure drop and heat transfer in gas-liquid slug flow in horizontal tubes. **Brit. Chem. Eng.**, v. 9, n. 9, p. 590–596, 1964.

RAVIPUDI, S. R.; GODBOLD, D. M. **The effect of mass transfer on heat transfer rates for two-phase flow in a vertical pipe**. Proceeding of International Heat Transfer Conference 6. **Anais...** In: INTERNATIONAL HEAT TRANSFER CONFERENCE 6. Toronto, ON, Canada: Begellhouse, 1978. DOI: 10.1615/IHTC6.960.

REZKALLAH, K. S.; SIMS, G. E. An examination of correlations of mean heat-transfer coefficients in two-phase two-component flow in vertical tubes. **AIChE Symp. Series**, v. 83, p. 109–114, 1987.

SHAH, M. M. Generalized prediction of heat transfer during two component gas-liquid flow in tubes and other channels. **AIChE Symp. Series**, v 77, n. 208, p. 140–151, 1981.

SHOHAM, O. **Mechanistic modeling of gas-liquid two-phase flow in pipes**. 1. ed. Richardson, TX, USA: Society of Petroleum Engineers (SPE), 2006.

SIEDER, E. N.; TATE, G. E. Heat transfer and pressure drop of liquids in tubes. **Ind. Eng. Chem.**, v. 28, n. 12, p. 1429–1435, 1936. DOI: 10.1021/ie50324a027.

VIJAY, M. M.; AGGOUR, M. A.; SIMS, G. E. **A correlation of mean heat-transfer coefficients for two-phase two-component flow in a vertical tube**. Proceeding of International Heat Transfer Conference 7. **Anais...** In: INTERNATIONAL HEAT TRANSFER CONFERENCE 7. Munich, Germany: Begellhouse, 1982. DOI: 10.1615/IHTC7.4680.

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 29/05/2020

Gustavo César Pamplona de Sousa

Universidade Federal de Campina Grande,
Unidade Acadêmica de Engenharia Mecânica
Campina Grande – PB
<http://lattes.cnpq.br/7318485795901551>

Raimundo Nonato Calazans Duarte

Universidade Federal de Campina Grande,
Unidade Acadêmica de Engenharia Mecânica
Campina Grande – PB
<http://lattes.cnpq.br/6888984510203323>

Wanderley Ferreira de Amorim Júnior

Universidade Federal de Campina Grande,
Unidade Acadêmica de Engenharia Mecânica
Campina Grande – PB
<http://lattes.cnpq.br/8131607733881361>

Kelly Cristiane Gomes da Silva

Universidade Federal da Paraíba, Centro de
Energias Alternativas e Renováveis
João Pessoa – PB
<http://lattes.cnpq.br/0678485152961068>

RESUMO: O mundo caminha em ritmo acelerado no consumo de recursos naturais não renováveis ocasionando diversos problemas ecológicos. As pesquisas sobre novas fontes de energia têm procurado reduzir a atual dependência em relação aos combustíveis fósseis, além de popularizar e difundir o uso de energias renováveis. O Brasil possui uma das melhores condições no mundo

para geração de energia solar e atualmente vem crescendo aqui a indústria fabricante de coletores solares. Entretanto, se os indicadores apresentados pelo país forem comparados com os de outros países líderes e pioneiros na implementação sustentável de energia solar, fica evidente que o nosso mercado e o potencial explorado ainda são ínfimos. Atualmente, esse tipo de energia apresenta limitações quando se pretende atingir temperaturas mais elevadas, restringindo sua viabilidade a aplicações de baixas e médias temperaturas. As superfícies seletivas surgem como alternativa para melhorar o desempenho dos coletores solares, aumentando a concentração de calor absorvido e diminuindo as perdas por emissão térmica, promovendo um acréscimo no ganho de energia desses equipamentos. Diante dessa realidade, o presente estudo busca estudar a fundo as aplicações e parâmetros radiativos nos revestimentos seletivos.

PALAVRAS-CHAVE: Radiação Térmica, Coletor Solar, Energias Renováveis, Superfícies Seletivas.

Thermal Radiation on Selective Surfaces

ABSTRACT: The world is moving at a fast pace in the consumption of non-renewable natural resources, causing several ecological problems. Research on new sources of energy has sought to reduce the current dependence on fossil fuels, in addition to popularizing and spreading the use of renewable energies. Brazil has one of the best conditions in the world for generating solar energy and the solar collector manufacturing industry is

currently growing here. However, if the indicators presented by the country are compared with those of other leading and pioneering countries in the sustainable implementation of solar energy, it is evident that our market and the potential explored are still very small. Currently, this type of energy has limitations when it is intended to reach higher temperatures, restricting its viability to low and medium temperature applications. Selective surfaces appear as an alternative to improve the performance of solar collectors, increasing the concentration of heat absorbed and decreasing the losses by thermal emission, promoting an increase in the energy gain of this equipment. Given this reality, the present study seeks to thoroughly study the applications and radiative parameters in selective coatings.

KEYWORDS: Thermal Radiation, Solar Collector, Renewable energy, Selective Surfaces.

1 | INTRODUÇÃO

A maior parte da energia utilizada pela humanidade decorre do petróleo, do carvão natural, de fonte nuclear e de hidroelétricas. O uso de tais energias, em larga escala, tem alterado consideravelmente o clima, a composição da atmosfera e o balanço térmico global do planeta provocando poluição, chuvas ácidas, aquecimento global e degelo nos polos.

A crise do petróleo na década de 1970 fez com que a sociedade mundial começasse a se preocupar com o esgotamento das reservas de combustíveis fósseis, e com isso, surgiram as primeiras análises de impactos ambientais. O interesse na realização dessas análises apresentou variações ao longo dos anos, sendo reacendido na década de 1990 com a criação das normas ISO 14040 e as discussões ambientais ocorridas naquela época (RIBEIRO, 2011). Com isso, a necessidade de reduzir a dependência em relação aos combustíveis fósseis e contribuir para melhorar as condições ambientais do planeta fomentaram a busca por novas fontes de energia com um menor impacto ambiental, reduzindo a poluição atmosférica e as alterações do balanço térmico do planeta.

Atualmente, a energia solar tem sido utilizada em diversas aplicações, podendo ser destacado o aquecimento de água e a geração de vapor para utilização industrial. Para tanto, utilizam-se trocadores de calor especiais chamados de coletores solares para realizar o aquecimento do fluido pretendido. Dentre outros aspectos que reduzem a eficiência desses coletores, observa-se uma grande perda por emissão de radiação térmica, implicando em temperaturas de operação inferiores a 100°C e limitando sua aplicabilidade (KENNEDY, 2002). As superfícies seletivas constituem uma das alternativas encontradas para elevar a absorção de radiação e, principalmente, minorar as perdas por emissão térmica.

O revestimento superficial do material que absorve a radiação solar influencia diretamente na relação custo-benefício do equipamento (GOMES, 2001). Além de aumentar a eficiência dos coletores, os revestimentos superficiais possibilitam uma temperatura mais elevada na saída do equipamento, aumentando o horizonte de aplicações e diminuem sensivelmente a emissão de radiação térmica. O presente trabalho busca estudar a fundo as propriedades de Transferência de Calor por Radiação Térmica em Superfícies Seletivas.

2 | RADIAÇÃO SOLAR

A luz do sol está prontamente disponível e livre de tensões geopolíticas, além de não representar ameaça para o nosso meio ambiente. A Terra é essencialmente um enorme coletor que recebe grandes quantidades de energia solar que se manifestam em várias formas, como a luz solar direta usada para a fotossíntese das plantas, massa de ar aquecidas que causam vento e a evaporação dos oceanos resultando em chuva, que forma rios e fornece hidroelétricas. Este parâmetro se torna importante para um estudo comparativo entre o potencial existente e o quanto realmente é utilizado dessa quantidade de energia.

A energia irradia de um objeto para outro em todas as condições e todos os tempos (MODEST, 2013). A energia solar é transmitida principalmente para a Terra por ondas eletromagnéticas que também podem ser representadas por partículas (fótons). A fonte da radiação emitida é uma combinação de oscilações e transições eletrônicas e moleculares no material emissor, bem como vibrações de rede. Uma vez que a energia é irradiada, ela se propaga como uma onda eletromagnética, independentemente de haver vácuo ou matéria ao longo de seu caminho. A interação entre os órgãos emissores e absorventes através das ondas eletromagnéticas é a essência da transferência de energia radiativa.

A radiação térmica é caracterizada pela sua natureza espectral, ou seja, pela sua dependência em relação ao comprimento de onda, e pela natureza direcional, uma vez que uma superfície pode emitir preferencialmente em certas direções. Ainda, tanto a magnitude da radiação em qualquer comprimento de onda e a distribuição espectral variam com a natureza e a temperatura da superfície emissora como pode ser observado na Figura 1 (INCROPERA et al., 2008).

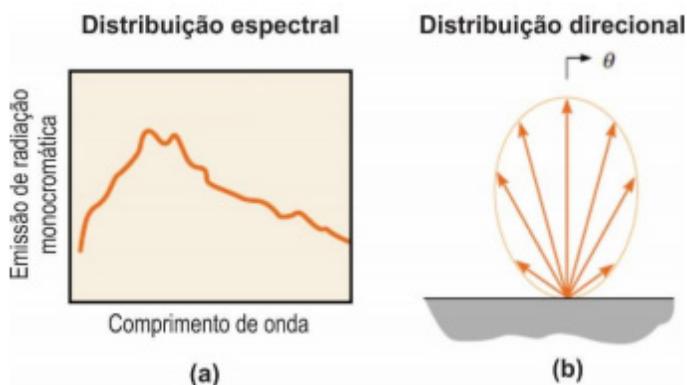


Figura 1. Radiação emitida por uma superfície. a) Distribuição espectral. b) Distribuição direcional.

Fonte – Silva (2017)

O objetivo geral nos cálculos de transferência radiativa é determinar a quantidade de energia deixando uma superfície e atingindo outra depois de viajar através de um espaço intermediário, que pode ser composto por partículas, gases, algum outro material ou vácuo. Essas partículas no meio também absorvem e emitem radiação (MODEST, 2013). Além disso, eles mudam a direção da energia radiativa devido à dispersão, o que desempenha um papel na diminuição ou aumento da quantidade de energia radiativa que se propaga ao longo de uma determinada direção.

A transferência radiativa é determinada após a contabilização de todos os efeitos direcionais, tornando a equação governante complicada. Além de que é preciso quantificar adequadamente as propriedades radiativas, incluindo os coeficientes de absorção, emissão e dispersão. Para isso é mostrado alguns conceitos de Radiação.

2.1 Ângulo Sólido

Considerando a energia radiativa espectral se propagando ao longo de uma direção S e incidente sobre um pequeno volume de controle dA em $S(x, y, z)$, como mostrado na Figura 2. Essa energia é confinada a uma pequena região cônica, que é chamada de ângulo sólido, Ω .

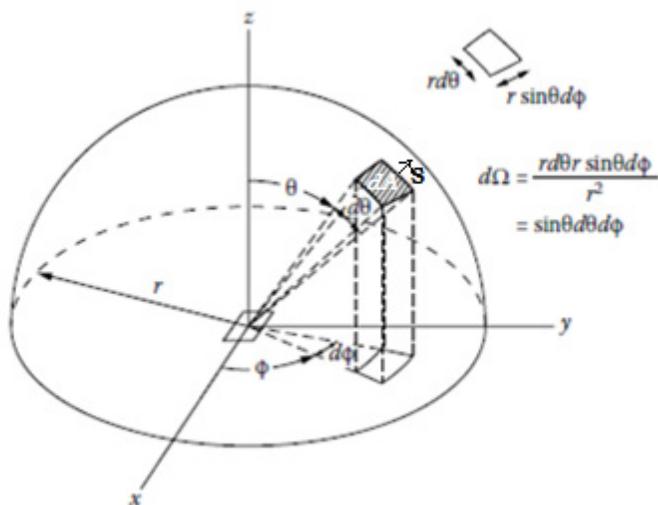


Figura 2. Definição de Ângulo Sólido

Fonte - Modest (2013).

O sentido é medido pelos ângulos zênite e azimutal θ e Φ , respectivamente, onde θ é medido da direção normal para dA . A posição angular para $\Phi = 0$ é arbitrária, mas

geralmente é medida a partir do eixo dos x. Por definição, um ângulo sólido em qualquer lugar acima dA é igual à área interceptada no hemisfério da unidade. Conforme mostrado na Figura 1, um elemento desta área hemisférica é dado por $\sin\theta d\varphi d\theta$.

2.2 Radiação do corpo negro

O corpo negro é definido como uma superfície ideal, uma superfície que serve como referencial, como um padrão de comparação para corpos radiantes reais por ser um corpo que absorve toda a energia incidente sobre ele (INCROPERA *et al.*, 2008).

Segundo estudos de Modest (2013), todo objeto a uma temperatura finita emite energia radiativa. Em princípio, a emissão de um determinado corpo é uma função das propriedades do material, da temperatura e da direção. Neste sentido, a energia solar fototérmica nada mais é do que a energia absorvida por um determinado corpo sob a forma de calor a partir da radiação solar, onde a energia cinética das partículas da superfície aumenta e por condução, através de todo o corpo, ocorre um incremento da temperatura do material.

Um corpo negro é uma superfície que é considerada como um emissor perfeito, ou seja, nenhum corpo emite mais radiação que um corpo negro; este absorve toda a energia radiante que chega até ele e também emite toda a radiação incidente, podendo-se concluir que os valores da absorvidade (α) e da emissividade (ε) de um corpo negro são iguais, e estão expressados na Equação 1.

$$\alpha = \varepsilon = 1 \quad (1)$$

De acordo com Modest (2013), esta radiação emitida por um corpo negro independe da direção, se comportando como um emissor difuso perfeito.

Adiante, tem-se em consideração três expressões que descrevem a radiação emitida por um corpo negro: lei de Planck, lei de Stefan-Boltzmann e lei do deslocamento de Wien (CARAMALHO, 2012).

A lei de Planck expressa a distribuição do comprimento de onda da radiação emitida por um corpo negro. Max Planck propôs uma nova abordagem para a radiação eletromagnética, partindo do princípio que átomos emitem e absorvem radiação somente em determinadas quantidades discretas de energia (PHILLIPS, 2003). Os fótons apresentam comportamento espectral e a Equação 2 relaciona a energia dos fótons (e) com o comprimento de onda (λ) da radiação associada.

$$e = \frac{hc}{\lambda} \quad (2)$$

A energia total emitida por um corpo negro pode ser obtida por integração para todos os comprimentos de onda, como mostrado na Equação 3. A lei de Stefan-Boltzmann relaciona a potência emissiva de um corpo negro (E_b) com a quarta potência da temperatura.

$$E_b = \int_0^{\infty} E_{b\lambda} d\lambda = \sigma T^4 \quad (3)$$

Onde:

σ é a constante de Stefan-Boltzmann e é igual a $5,66 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$.

A intensidade da radiação emitida por um corpo negro tem caráter espectral e tem sua distribuição dada pela lei de Planck, como pode-se observar na Equação 4. O comprimento de onda que corresponde à máxima potência emissiva e a temperatura são inversamente proporcionais, ou seja, quanto maior a temperatura ou a energia do corpo negro menor será o comprimento de onda da luz emitida por ele. Isto é expresso pela Lei do deslocamento de Wien, como observa-se na Equação 5 (INCROPERA et al., 2008).

$$E_b(\lambda, T) = \frac{c_1}{\lambda^5 \left[\exp\left(\frac{c_2}{\lambda T}\right) - 1 \right]} \quad (4)$$

Onde:

$I_b(\lambda, T)$ é a distribuição espectral da radiação emitida por um corpo negro. Sendo $c_1 = 3,7405 \times 10^8 \text{ W}\mu\text{m}^4\text{m}^{-2}$ e $c_2 = 1,43879 \times 10^4 \mu\text{mK}$, as constantes da radiação de Planck.

$$\lambda_{m\acute{a}x} T = C_3 \quad (5)$$

Sendo $\lambda_{m\acute{a}x}$ (em m) o comprimento de onda correspondente à emissão máxima, T (em K) a temperatura do corpo negro e C_3 é uma constante que vale $2898 \mu\text{m}\cdot\text{K}$.

3 I PROPRIEDADES RADIATIVAS DE SUPERFÍCIES REAIS

A maneira como a radiação interage com materiais sólidos depende tanto do tipo de radiação envolvida nessa interação como das características a nível atômico desses materiais. Para avaliar o comportamento óptico de um material sólido em relação a uma faixa específica do espectro eletromagnético de radiação (a radiação solar, por exemplo) é preciso definir grandezas físicas mensuráveis que quantificarão a resposta desse material a essa radiação (SILVA NETO, 2017). Tais grandezas são chamadas de propriedades ópticas dos materiais e são agrupadas em quatro tipos: absorvidade, refletividade, transmissividade e emissividade.

3.1 Absortividade, Refletividade e Trasmisividade

As propriedades de superfície constituem-se em um importante parâmetro para a determinação da seletividade de absorvedores de radiação solar. De maneira geral, a radiação térmica incidente (G) deve ser refletida para fora do meio, absorvida no interior da camada ou transmitida através da superfície, conforme esquematizado na Figura 3.

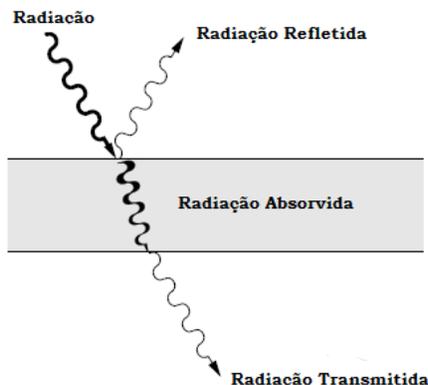


Figura 3. Absortividade, refletividade e transmissividade da radiação.

Fonte - Modest (2013).

A energia radiante está sujeita a perdas por convecção devido aos fluidos sejam eles líquidos ou gasosos. A parcela correspondente à energia de radiação que atinge uma superfície pode ser decomposta na soma da energia absorvida (α), da energia transmitida (τ) e da energia refletida (ρ), conforme a Equação 6.

$$\alpha + \rho + \tau = 1 \quad (6)$$

Considerando uma troca de calor entre um pequeno corpo opaco ($\tau = 0$) e sua vizinhança, sob condições de equilíbrio térmico a uma temperatura T (K) e considerando a lei de Kirchhoff, a equação anterior pode ser escrita como a Equação 7.

$$\alpha = \varepsilon = 1 - \rho \quad (7)$$

Quando se considera troca de calor entre corpos, existem três formas de perda de energia: ser refletida, ser transmitida e ser emitida. Logo, existe uma relação entre as propriedades emissividade, refletividade e transmissividade, no qual é representada na Equação 8.

$$\varepsilon + \tau + \rho = 1 \quad (8)$$

A absortividade hemisférica total (α) representa uma média integrada tanto na direção como no comprimento de onda. É definida como a fração da irradiação total absorvida por uma superfície, como observado na Equação 9.

$$\alpha \equiv \frac{G_{\text{absorvida}}}{G} \quad (9)$$

A absorção térmica é manifestada quando parte da energia radiante é absorvida sob forma de calor e a emissividade irá fornecer uma medida de quanto a superfície se aproxima de um corpo negro, para o qual $\varepsilon = 1$ (MALISKA, 2004).

A refletividade ρ é uma propriedade que define a fração da radiação térmica incidente que é refletida por uma superfície, ou seja, a razão entre a energia refletida e a

energia incidente. As propriedades reflexivas de uma superfície são mais complicadas de especificar do que a emissividade ou absorvidade. Isso ocorre porque a energia refletida depende não apenas do ângulo em que a energia incidente incide sobre as superfícies, mas também da direção que está sendo considerada para a energia refletida (HOWELL *et al.*, 2016). A refletividade hemisférica total (ρ) é então definida na Equação 10.

$$\rho \equiv \frac{G_{refletida}}{G} \quad (10)$$

Segundo Gomes (2001), a refletividade pode ser especular ou difusa. A refletividade espectral ocorre quando a luz incide em superfícies lisas e é refletida em uma direção. A refletividade difusa ocorre quando a luz incide em superfícies porosas ou onduladas e é refletida em todas as direções.

Um material semitransparente possui interações complexas com a energia radiante (MODEST, 2013). Embora o tratamento da resposta de um material semitransparente à radiação incidente seja um problema complicado, a transmissividade total (τ) pode ser expressa de acordo com a Equação 11.

$$\tau \equiv \frac{G_{transmitida}}{G} \quad (11)$$

3.2 Emissividade

A emissividade é a capacidade do corpo irradiar o calor absorvido. O corpo negro, que é um emissor perfeito, apresenta emitância igual a 1. A emissividade térmica (ε) a uma dada temperatura (T) pode ser calculada a partir da refletividade (ρ) na forma de para uma determinada faixa do comprimento de onda (λ) no infravermelho (KENNEDY, 2002). O cálculo da emitância térmica é representado pela Equação 12.

$$\varepsilon(T) = \frac{\int_{\lambda_{min}}^{\lambda_{max}} [1 - \rho(\lambda, T)]_x B(\lambda, T) d\lambda}{\sigma T^4} \quad (12)$$

Onde, σ seria a constante de Stefan-Boltzmann e $B(\lambda, T)$ é a intensidade da radiação espectral do corpo negro pela lei de Planck, conforme descrita na Equação 4. A Figura 4 ilustra a distribuição de Planck para diferentes temperaturas.

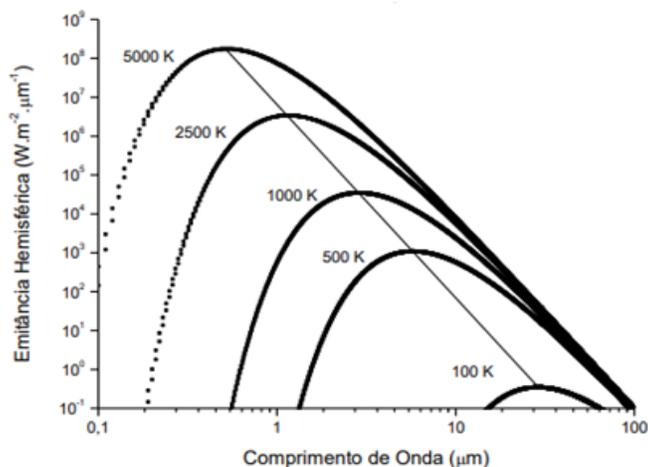


Figura 4. Emitância hemisférica do corpo negro em diferentes temperaturas.

Fonte - Martins (2010).

A emissividade de um sólido é definida como sendo a razão entre a radiação emitida pelo sólido e a radiação emitida por um corpo negro à mesma temperatura. De acordo com Silva Neto (2017), para o cálculo dessa propriedade na faixa do infravermelho do espectro, basta somar as contribuições em cada comprimento de onda, conforme mostrado na Equação 13.

$$\varepsilon = \frac{\int_{2500}^{100000} \varepsilon_{\lambda} B(\lambda, T) d\lambda}{\int_{2500}^{100000} B(\lambda, T) d\lambda} \quad (13)$$

Onde ε_{λ} é a emissividade espectral do sólido, $B(\lambda, T)$ a radiação espectral do corpo negro a uma dada temperatura e ε é a emissividade hemisférica total do sólido.

Vale salientar que conforme mostrado por Incropera e demais autores (2008) e também por Çengel (2012), as propriedades ópticas dos materiais apresentam também um comportamento que varia com a direção, e as integrais mostradas nas equações deveriam ser triplas considerando também as direções azimutal e zenital. Porém, considera-se que as medições dessas propriedades geralmente são realizadas com o auxílio de Esferas Integradoras com relação à direção, o que significa que os valores de radiação são integrados no próprio equipamento antes da medição ser realizada.

4 | SUPERFÍCIE SELETIVA

O componente fundamental de um coletor plano é a placa absorvedora. Esta consiste numa chapa metálica com uma absorvidade elevada, ou seja, uma chapa que

apresenta boas características de absorção de calor, com revestimento preto-baço ou com revestimento seletivo e tubos de transferência de calor ligados ao coletor. Desta forma, quando a radiação solar atinge o absorvedor esta é parcialmente absorvida e parcialmente refletida. Da absorção da radiação é gerado calor, que é transferido da chapa metálica para os tubos ou canais de escoamento. Através desses tubos de escoamento, o fluido de transferência térmica transporta o calor para os tanques de armazenamento.

A exigência principal de um excelente revestimento para absorção solar é a seletividade espectral. Uma superfície cujas propriedades ópticas de absorvidade, refletividade e emissividade variam nas regiões da radiação solar e da radiação infravermelha térmica é chamada de superfície seletiva espectral.

A Figura 5 mostra a superfície de um coletor solar com superfície seletiva. No processo de captação de energia, o sistema superfície seletiva-coletor absorve a radiação solar de curto comprimento de onda, emitindo radiação térmica de maior comprimento de onda.

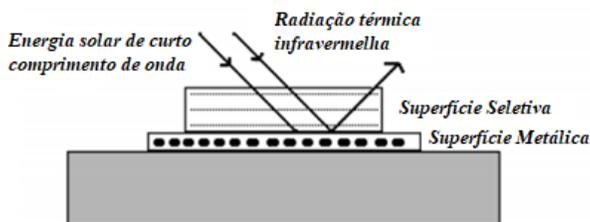


Figura 5. Esquema da radiação incidente em uma superfície seletiva.

Fonte - Agnihotri; Gupta (1981 apud GOMES, 2001).

A seletividade óptica de uma superfície absorvedora varia em virtude do comprimento de onda da radiação incidente. Pode-se definir uma superfície seletiva ideal como aquela à qual a absorvidade pode ser representada através de uma função degrau onde o valor máximo ocorre no comprimento de onda na região do visível e o valor mínimo ocorre na região do infravermelho.

5 | CONCLUSÕES

Uma das formas de reduzir a dependência de combustíveis fósseis é a utilização da energia solar, por meio de conversão térmica. Coletores solares dos tipos: placa plana, concentrador e tubo evacuado captam a radiação solar através da região espectral absorvedora e a transformam em energia térmica. Essa região espectral absorvedora pode ser obtida por uma superfície preta ou uma superfície seletiva, sendo esta última mais eficiente.

Em aplicações práticas na geração de energia solar térmica, para utilização de uma superfície seletiva, é necessário o conhecimento das propriedades radiativas do material a ser aplicado, a fim de conduzir a placa absorvedora à absorver bem a radiação no espectro solar (ultravioleta e visível) e, ao mesmo tempo, tenha uma baixa emissividade no infravermelho.

O revestimento de superfícies absorvedoras tem a função de aumentar a eficiência do equipamento e fazer com que o mesmo atinja temperaturas de estagnação maiores, o que não ocorre com equipamentos sem a seletividade. Portanto, para um desempenho máximo de coletores solares térmicos, a absorção deverá ser máxima e a emitância de infravermelho deve ser mínima.

REFERÊNCIAS

CARAMALHO, A. **25 anos em termografia**. 1. ed. Portugal: Bubok. ISBN: 9789899779204. 2012.

ÇENGEL, Y.A. **Transferência de Calor e Massa – Uma abordagem prática**. McGraw Hill, São Paulo, 4ª ed., 2012.

GOMES, C. A. S., **Estudo Comparativo de Superfícies Seletivas para Coletores Solares**. Tese (Doutorado). Fortaleza: Universidade Federal do Ceará, 2001.

HOWELL, J. R.; MENGÜÇ, M. P.; SIEGEL, R. **Thermal radiation heat transfer**. 6. ed. Boca Raton, FL: Taylor & Francis Group. ISBN: 978-1-4987-5774-4. 2016.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

KENNEDY, Cheryl E. **Review of mid-to high-temperature solar selective absorber materials**. National Renewable Energy Lab., Golden, 2002.

MALISKA, C. R. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. Rio de Janeiro: LCT, 2004.

MODEST, Michael F. **Radiative Heat Transfer**. Academic Press. 3rd Edition, 2013.

PHILLIPS, A.C. **Introduction to Quantum Mechanics**. John Wiley & Sons LTD, 2003.

RIBEIRO, M. A. J. **Aplicação da avaliação do ciclo de vida na busca de ecoeficiência na fabricação de Paes de forma**. Dissertação de Mestrado. Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, 2011.

SILVA, J. F. **Estudo do mapeamento térmico das mãos para o auxílio ao diagnóstico da LER**. 2017. 100 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2017.

SILVA NETO, J.F. **Desenvolvimento de Superfícies Seletivas para Coletores Solares com Deposição Multicamadas de Cr e SiO₂**. 2017. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2017.

CAPÍTULO 13

RESOLUÇÃO DE PROBLEMAS DE CONTROLE ÓTIMO UTILIZANDO ALGORITMOS GENÉTICOS

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 13/06?2020.

Arthur Henrique lasbeck

Faculdade de Engenharia Mecânica,
Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/2145522693710111>

Fran Sérgio Lobato

Faculdade de Engenharia Química,
Universidade Federal de Uberlândia
Uberlândia - Minas Gerais
<http://lattes.cnpq.br/7640108116459444>

RESUMO: No presente trabalho os tradicionais Algoritmos Genéticos (AG) são empregados para a solução de Problemas de Controle Ótimo (PCO). Neste caso, o problema original é transformado em um equivalente de Programação Não Linear (PNL) via discretização da variável de controle. Para validar a metodologia proposta, estudos de caso com diferentes níveis de complexidade são avaliados. Os resultados obtidos demonstram que a metodologia proposta configura-se como uma interessante estratégia para a resolução de PCOs.

PALAVRAS-CHAVE: Controle Ótimo, Algoritmos Genéticos, Aplicações Matemáticas e de Engenharia.

SOLVING OPTIMAL CONTROL PROBLEMS USING GENETIC ALGORITHMS

ABSTRACT: This work proposes the use of traditional Genetic Algorithms (GA) to solve Optimal Control Problems (OCP). In this case, the original problem is transformed into equivalent of Nonlinear Programming Problem (NLP) through the discretization of control variable. To validate the method, case studies with different levels of complexity are evaluated. The obtained results demonstrate that the proposed methodology is configured as an interesting strategy to solve OCPs.

KEYWORDS: Optimal Control, Genetic Algorithms, Mathematical and Engineering Applications.

1 | INTRODUÇÃO

O Problema de Controle Ótimo (PCO) consiste na determinação do perfil da variável de controle de modo a minimizar/maximizar um determinado índice de desempenho (função objetivo) (Bryson e Ho, 1975). Este caracteriza-se por apresentar flutuação do índice diferencial durante a integração do sistema algébrico-diferencial. Esta dificuldade ao mesmo que tempo que o torna um problema de difícil resolução também representa um grande desafio para pesquisadores de diversas áreas da ciência e da engenharia. As restrições algébrico-diferenciais a que este problema está sujeito representam os balanços de massa,

energia e quantidade de movimento, enquanto as restrições algébricas estão relacionadas a limitações físicas, ambientais e de projeto (Logsdon e Biegler, 1989; Brenan et al., 1996).

Os métodos clássicos para projeto de controladores não são eficazes no tratamento de sistemas complexos, com múltiplas entradas e múltiplas saídas, ou que apresentem dinâmica não linear e variante no tempo. Além disso, sistemas de controle modernos tendem a demandar o atendimento de critérios de desempenho relacionados, por exemplo, ao gasto de combustível ou energia, ao tempo despendido na execução de uma dada tarefa, ou à quantidade de produto gerada por um dado processo (Kirk, 1970).

Considere o controle de atitude de uma aeronave realizado com base na minimização do seu gasto de combustível, ou a regulação de um processo químico fundamentado na maximização do volume de produtos gerado. A teoria do Controle Ótimo foi desenvolvida tendo em vista a solução de problemas deste tipo (Kirk, 1970).

Tradicionalmente, o PCO tem sido resolvido via aplicação de Métodos Diretos, Métodos Indiretos e Métodos Híbridos (Bryson e Ho, 1975; Logsdon e Biegler, 1989; Brenan et al., 1996; Lobato, 2004). Nos Métodos Diretos, o vetor de variáveis de controle e de variáveis de estado são discretizados, transformando o problema original em um equivalente de Programação Não Linear (PNL). Na abordagem Indireta, através da aplicação do Princípio Máximo de Pontriagyn, o PCO original é convertido em um sistema de equações algébrico-diferenciais de valor no contorno. Já os Métodos Híbridos consistem na reunião das melhores características dos Métodos Diretos e do Método Indireto para aumentar a precisão dos resultados sem onerar grande esforço computacional.

Alternativamente à linha de otimização clássica, que faz uso de informações sobre o gradiente da função objetivo e das restrições para atualizar o projeto inicial, observa-se grande interesse da comunidade científica no uso de algoritmos não-determinísticos para a resolução do PCO. Em geral, estes se diferem de outras técnicas de otimização por dispensarem o uso de derivadas da função objetivo e das restrições para determinar a direção de busca. Além disso, tais métodos não investem todo o esforço computacional num único ponto, mas sim operam sobre uma população de pontos. Entretanto, como estes são estocásticos, seu desempenho varia de execução para execução, a menos que seja utilizado o mesmo gerador de números aleatórios com a mesma semente (Deb, 2001).

Neste cenário, inúmeros métodos (clássicos ou heurísticos) têm sido propostos para a resolução dos PNLs obtidos a partir do emprego de Métodos Diretos (Nascentes, 2012). O interesse por técnicas heurísticas se deve à sua capacidade de escapar de ótimos locais, e à simplicidade de sua implementação e concepção conceitual (Nascentes, 2012).

Diante do que foi apresentado, o presente trabalho tem por objetivo utilizar os tradicionais Algoritmos Genéticos (AG) como metodologia para a resolução de PCOs, e realizar a comparação dos resultados obtidos àqueles encontrados por meio de outras abordagens.

21 O PROBLEMA DE CONTROLE ÓTIMO

O PCO pode ser definido como (Becerra, 2008):

$$\min J = \phi(x(t_f), t_f) + \int_{t_0}^{t_f} L(x(t), u(t), t) dt \quad (1)$$

sujeito à:

$$\dot{x}(t) = f(x(t), u(t), t)$$

$$x(t_0) = x_0$$

$$h(x(t), u(t), t) = 0$$

$$g(x(t), u(t), t) \leq 0$$

$$u^L \leq u(t) \leq u^U$$

$$x^L \leq x(t) \leq x^U$$

em que $x(t)$ é o vetor de estados, $u(t)$ o vetor de controles, e j a função objetivo a ser minimizada. A dinâmica do sistema, que pode ser não linear e variante no tempo, é descrita pela equação $\dot{x}(t) = f(x(t), u(t), t)$, enquanto as restrições algébricas, de igualdade e desigualdade, associadas ao problema, são descritas respectivamente por $h(x(t), u(t), t) = 0$ e $g(x(t), u(t), t) \leq 0$. Os sobrescritos L e U representam, respectivamente, os limites superior e inferior das variáveis de estado e controle, enquanto x_0 é o estado inicial do sistema.

Observe que a função objetivo é dividida em duas parcelas. A primeira delas, $\phi(x(t_f), t_f)$, viabiliza a avaliação do estado final alcançado pelo sistema, enquanto a segunda, $\int_{t_0}^{t_f} L(x(t), u(t), t) dt$, possibilita que a evolução dos estados e controles seja levada em consideração na computação de j .

Cabe ressaltar que, no entanto, a solução de um PCO não depende somente da variável de controle, mas também da computação dos estados, uma vez que o valor da função objetivo geralmente está associado à evolução de $x(t)$. No presente trabalho, adotou-se a ação de controle constante por partes para que os estados pudessem ser determinados a partir da solução do conjunto de equações diferenciais $\dot{x}(t) = f(x(t), u(t), t)$ que descreve a dinâmica do sistema. O Método de Runge-Kutta-Fehlberg com passo variável foi empregado na computação de $\dot{x}(t)$ a partir da utilização da função `ode45()`, nativa do Matlab®.

3 | ALGORITMOS GENÉTICOS

Os tradicionais AG configuram-se como uma técnica de busca baseada nos princípios da genética e da seleção natural, e são fundamentados na evolução de uma dada população inicial, gerada aleatoriamente, a partir da aplicação dos operadores de seleção, cruzamento e mutação. A população é composta por indivíduos que representam possíveis soluções para o problema de otimização (Haupt, 2012). Na Figura 1 é apresentado um fluxograma em que são introduzidas as principais etapas de um AG.

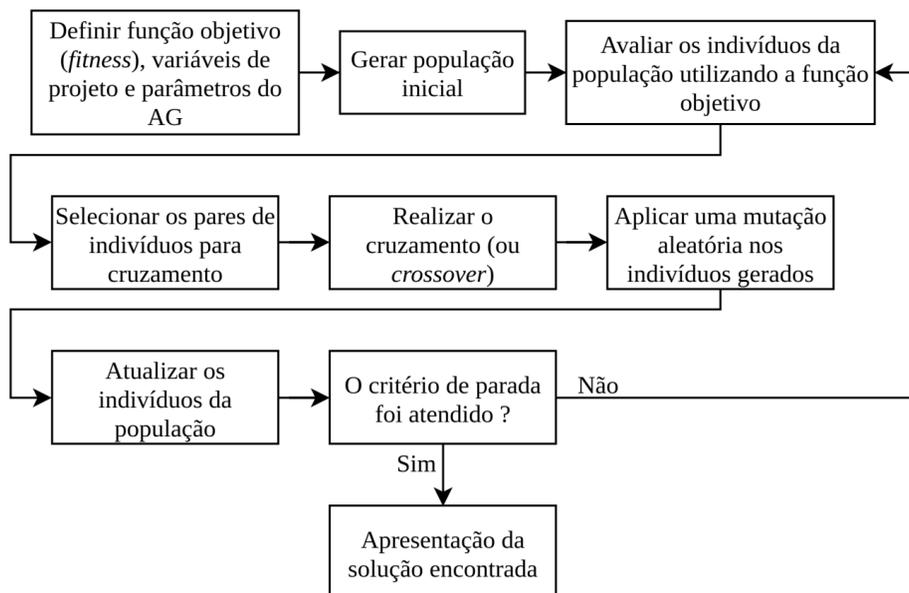


Figura 1: Fluxograma em que são introduzidas as principais etapas de um AG.

Inicialmente, os parâmetros de entrada do algoritmo devem ser definidos pelo usuário. São eles: o tamanho da população, N , o número máximo de gerações (ou iterações) n_g , a probabilidade de cruzamento p_c , e a probabilidade de mutação p_m . Além disso, é necessário que a função objetivo seja definida (Haupt, 2012).

Em seguida, uma população de indivíduos é gerada, aleatoriamente, de forma a preencher o espaço de busca delimitado pelo usuário. No presente trabalho optou-se por representar os indivíduos como vetores, nos quais estão contidas as variáveis de decisão cujo valor será determinado ao longo do processo de otimização.

A população gerada é então atualizada a partir da aplicação dos operadores genéticos de modo que seja observado, ao fim de cada geração, um aumento nos valores de função objetivo (ou *fitness*) atribuídos a cada um dos indivíduos (Haupt, 2012).

Na etapa de seleção, Np_s indivíduos da população corrente são selecionados para o cruzamento. Deve-se proceder nesta etapa de forma que os indivíduos mais aptos tenham maior chance de serem selecionados. A seleção pode ser realizada, por exemplo, a partir do emprego do Método da Roleta ou do Método do Torneio (Haupt, 2012).

Já na etapa de cruzamento, os indivíduos selecionados devem ser combinados. Adotou-se no presente trabalho o emprego da combinação linear, Equação 2, para geração dos novos indivíduos p_{s1} e p_{s2} a partir da combinação de p_{p1} e p_{p2} , selecionados na etapa anterior. As variáveis β_1 e β_2 são números aleatórios gerados em cada combinação (Haupt, 2012).

$$\begin{aligned} p_{s1} &= \beta_1 p_{p1} + (1 - \beta_1) p_{p2} \\ p_{s2} &= \beta_2 p_{p1} + (1 - \beta_2) p_{p2} \end{aligned} \quad (2)$$

Por fim, na etapa de mutação, é atribuído um número aleatório a cada um dos indivíduos gerados no cruzamento. Caso $r < p_m$ um dos elementos que compõe o vetor que representa o respectivo indivíduo é modificado. O elemento em questão é escolhido aleatoriamente e o valor a ele acrescido é normalmente pequeno (Haupt, 2012).

Por fim, visando a manutenção do número de indivíduos na população, os N indivíduos mais aptos dentre aqueles presentes na população inicial e aqueles gerados na etapa de cruzamento, são escolhidos para a construção de uma nova população. Na iteração (ou geração) seguinte, o processo se repete com a aplicação dos operadores genéticos nesta nova população (Haupt, 2012).

4 | METODOLOGIA

Para que seja possível resolver o PCO a partir do emprego dos AG, é necessário reescrevê-lo como um PNL a partir da discretização da variável de controle em elementos (ou fases). O novo problema consistirá, portanto, na determinação dos vetores u_i e t_j ($1 \leq i \leq m$ e $1 \leq j \leq m - 1$) (Nascentes, 2012), conforme ilustrado na Figura 2.

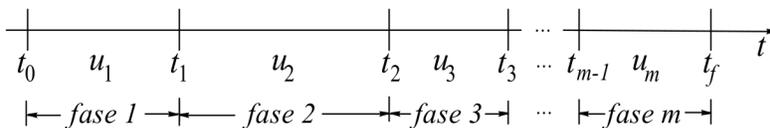


Figura 2 – Discretização da variável de controle.

5 I ESTUDOS DE CASO

5.1 Problemas Singulares

Em um primeiro momento, consideram-se como estudos de caso dois PCOs singulares propostos por Jacobson (1970). O primeiro deles é definido como:

$$\min x_3(t_f)$$

sujeito à:

$$\dot{x}_1 = x_2$$

$$\dot{x}_2 = u$$

$$\dot{x}_3 = x_1^2$$

$$t_f = 5s$$

$$x_0 = [0 \ 1 \ 0]$$

$$-1 \leq u(t) \leq 1 \quad (3)$$

Já o segundo difere do primeiro apenas no cálculo de \dot{x}_3 , que passa a ser definido como $\dot{x}_3 = x_1^2 + x_2^2$.

Foram adotados: $N = 100$, $n_g = 100$, $p_s = 0,7$ e $p_m = 0,6$. A seleção foi realizada pelo emprego do Método do Torneio (Haupt, 2012) e o cruzamento entre os indivíduos da população para geração de novas soluções se deu através da implementação da combinação linear (Haupt, 2012), com os coeficientes β_1 e β_2 escolhidos aleatoriamente no intervalo $[0,3]$ a cada cruzamento. Na etapa de mutação, foi aplicada a uma das variáveis de projeto associadas a alguns dos indivíduos da população, um acréscimo igual a um décimo do limite superior atribuído à respectiva variável.

Na Tabela 1 os resultados obtidos pela implementação dos AG são comparados àqueles advindos do emprego de outras abordagens.

Referência	Primeiro caso			Segundo caso		
	J^*	n	N	J^*	n	N
Jacobson (1970)	0,828500	*	*	0,277100	*	*
Dadebo e McAuley (1995)	0,754016	80	*	0,269000	80	*
Luus (1995)	0,753984	4	*	0,268395	4	*
Luus (2001)	0,753985	5	200000	0,268394	5	200000
Nascentes (2012)	0,754856	5	10100	0,268512	5	10100
Algoritmo Genético	0,752200	5	10100	0,268420	5	10100

Tabela 1: Resultados obtidos pelo emprego dos AG, e de outras abordagens, na solução dos problemas singulares em análise. O valor ótimo da função objetivo, o número de elementos de controle utilizados, e o número de iterações, são representados, respectivamente, por J^* , n e N .

* Informações não fornecidas

De forma geral observa-se que as soluções advindas da utilização dos AG estão em concordância com aquelas reportadas pela literatura especializada. Além disso, o uso dos AG possibilitou que fosse empregado um número bem menor de elementos de controle e de avaliações da função objetivo em comparação com as demais abordagens, demonstrando a capacidade da metodologia proposta. Os perfis de controle obtidos para cada um dos estudos de caso avaliados são apresentados nas Figuras 3 e 4.

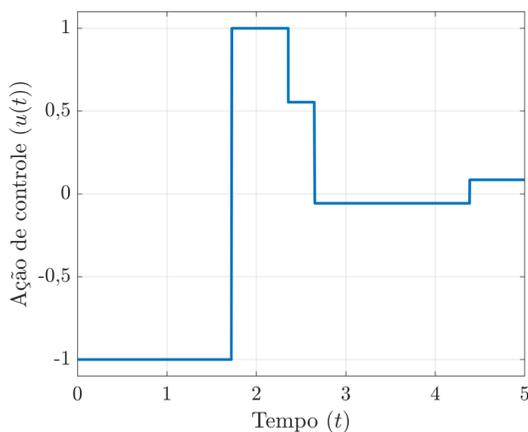


Figura 3: Perfil da variável de controle obtido, pelo emprego dos AG, para o primeiro problema singular em análise.

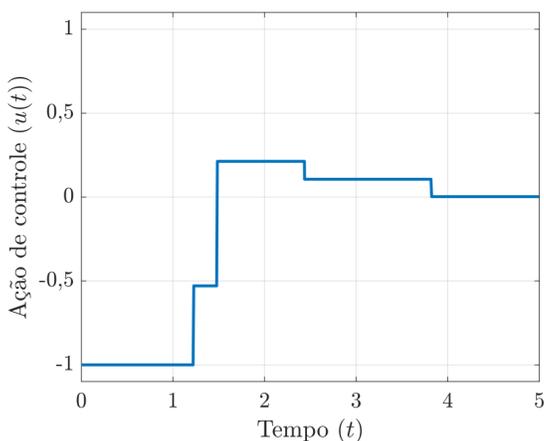


Figura 4: Perfil da variável de controle obtido, pelo emprego dos AG, para o segundo problema singular em análise.

5.2 Problema da mistura de catalisadores

Uma vez avaliados os resultados obtidos a partir do emprego dos AG na solução de problemas puramente matemáticos, considera-se o problema da mistura de catalisadores. Este problema clássico da área de controle ótimo tem como objetivo determinar a melhor mistura entre dois catalisadores u ao longo do comprimento fixo de um reator PFR (*Plug Flow Reactor*) onde ocorre uma reação do tipo $S_1 \leftrightarrow S_2 \rightarrow S_3$ capaz de maximizar a produção de S_3 .

As variáveis de estado x_1 e x_2 representam respectivamente as concentrações de A e B e a variável de controle u representa a taxa de mistura dos catalisadores, e apresenta um segmento singular que causa sérias dificuldades na resolução do PCO (Logsdon e Biegler, 1989).

A formulação matemática do problema da mistura de catalisadores é apresentada na Equação 4.

$$\begin{aligned} & \max 1 - x_1(t_f) - x_2(t_f) \\ \text{sujeito à:} & \\ & \dot{x}_1 = u(10x_2 - x_1) \\ & \dot{x}_2 = u(x_1 - 10) - (1 - u)x_2 \\ & t_f = 1s \\ & x_0 = [1 \ 0] \\ & 0 \leq u(t) \leq 1 \end{aligned} \tag{4}$$

Foram adotados: $N = 30$, $n_g = 60$, $p_s = 0,8$ e $p_m = 0,9$. A seleção foi realizada por meio do Método do Torneio (Haupt, 2012) e o cruzamento entre os indivíduos da população para geração de novas soluções se deu através da implementação da combinação linear (Haupt, 2012), com os coeficientes β_1 e β_2 sendo escolhidos aleatoriamente no intervalo $[0,3]$ a cada cruzamento. Na etapa de mutação, foi aplicada a uma das variáveis de projeto associadas a alguns dos indivíduos da população, um acréscimo igual a um décimo do limite superior atribuído à respectiva variável.

Nas Tabelas 2 e 3 os resultados obtidos pela implementação dos AG são comparados àqueles advindos do emprego de outras abordagens.

Referência	Método	J^*	N
Vassiliadis (1993)	NPSOL	0,048055	*
Bell e Sargent (2000)	SNOPT	0,048080	*
Lobato (2004)	IA	0,048057	*
Lobato e Steffen (2004)	MPCA	0,047732	12000

Lobato et al. (2011)	DE	0,048080	5025
	ADE (1)	0,048069	4025
	ADE (2)	0,047990	3850
	IDE	0,048079	3220
Algoritmo Genético		0,048063	1830

Tabela 2: Resultados obtidos pelo emprego dos AG, e de outras abordagens, na solução do problema da mistura de catalisadores. O valor ótimo da função objetivo e o número de iterações, são representados, respectivamente, por J^* e N .

* Informações não fornecidas.

Referência	Método	t_{s1}	t_{s2}	u_1	u_2	u_3
Lobato (2004)	IA	0,128	0,737	1	0,226	0,000
Lobato e Steffen (2004)	MPCA	0,129	0,732	1	0,227	0,000
Lobato et al. (2011)	DE	0,128	0,733	1	0,227	0,000
	ADE (1)	0,128	0,734	1	0,226	0,000
	ADE (2)	0,127	0,734	1	0,227	0,001
	IDE	0,128	0,733	1	0,226	0,000
Algoritmo Genético		0,134	0,703	1	0,235	0,000

Tabela 3: Valores u_1 , u_2 e u_3 assumidos pela variável de controle, e pontos no tempo, t_{s1} e t_{s2} , em que ocorrem as transições entre estes valores.

Primeiramente cabe ressaltar que as soluções advindas da utilização dos AG estão em concordância com aquelas reportadas pela literatura especializada. Além disso, o uso dos AG possibilitou que fosse empregado um número bem menor de avaliações da função objetivo em comparação com as demais abordagens, demonstrando a capacidade da metodologia proposta. O perfil de controle e a evolução dos estados x_1 e x_2 são apresentados, respectivamente, nas Figuras 5 e 6.

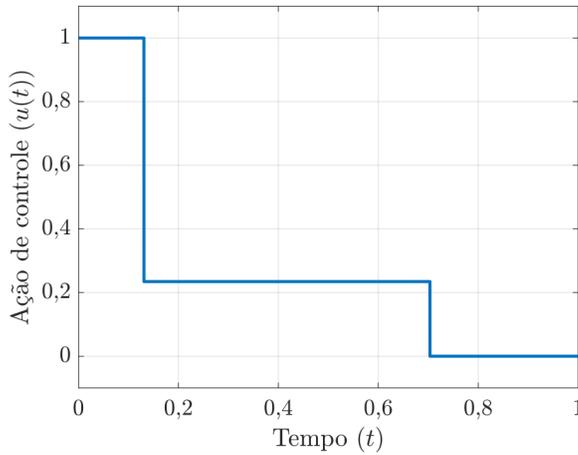


Figura 5: Perfil da variável de controle obtido na solução do problema da mistura de catalisadores pelo emprego dos AG.

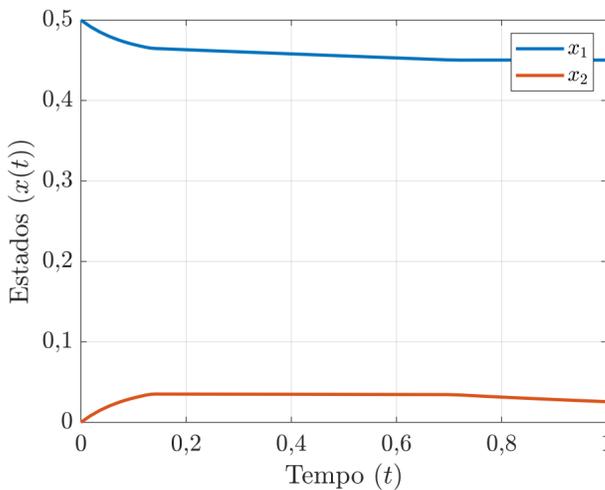


Figura 6: Evolução dos estados obtidos na solução do problema da mistura de catalisadores pelo emprego dos AG.

6 | CONCLUSÃO

Neste trabalho foi proposto o emprego dos tradicionais AG na solução de PCOs. Visando a validação desta abordagem três estudos de caso foram propostos. A partir dos resultados obtidos foi possível verificar a eficácia da metodologia em análise, visto que soluções bem próximas àquelas apresentadas na literatura foram encontradas às custas de um menor número de elementos de controle e de avaliações da função objetivo.

REFERÊNCIAS

Becerra, V. M. **Optimal Control**. Scholarpedia, v. 3, n. 1, p. 5354, 2008.

Bell M. L., Sargent R. W. H. **Optimal Control of Inequality Constrained DAE Systems, Computers and Chemical Engineering**, v. 24, p. 2385-2404, 2000.

Bryson, A. E.; Ho, Y. C. **Applied Optimal Control**. Hemisphere Publishing, Washington, 1975.

Brenan, K. E.; Campbell, S. L.; Petzold, L. R. **Numerical Solution of Initial Value Problems in Differential Algebraic Equations**. Classics Applied Mathematic. SIAM Philadelphia, 1996.

Deb, K. **Multi-Objective Optimization using Evolutionary Algorithms**. John Wiley and Sons, New York, 2001.

Haupt, Randy L.; Haupt, Sue Ellen. **Practical Genetic Algorithms**. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, 2004.

Jacobson, D. H., Gershwin, W. D., Lele, M.M. **Computation of Optimal Singular Controls**. IEEE Trans. On Auto. Control, v. 15, p. 67-73.

Kirk, D. E. **Optimal Control Theory: An Introduction**. Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice-Hall, 1970.

Lobato, F. S. **Abordagem Mista para Problemas de Otimização Dinâmica. Dissertação de Mestrado**, FEQUI/UFU, Uberlândia-MG, 2004.

Lobato, F. S., Steffen Jr, V. **Solution of Optimal Control Problems using Multi-Particle Collision algorithm**. 9th Conference on Dynamics, Control and Their Applications, 2010.

Lobato, F. S.; Steffen Jr, V.; Silva-Neto, A. J. **Resolução de Problemas Inversos em Processos Difusivos e Transferência Radiativa usando o Algoritmo de Evolução Diferencial**. Computação Evolucionária em Problemas de Engenharia, Omnipax, 2011.

Lobato, F. S.; Silva-Neto, A. J.; Steffen Jr, V. **Solution of Singular Optimal Control Problems using the Improved Differential Evolution Algorithm**. Journal of Artificial Intelligence and Soft Computing Research, (1), 1-12, 2011.

Logsdon, J. S.; Biegler, L. T. **Accurate Solution of Differential-Algebraic Optimization Problems**. Industrial Engineering Chemical Research, v. 28, p. 1628-1639, 1989.

Nascentes, C. L.; Murata, V. V.; Lobato, F. S. **Resolução de Problemas de Controle Ótimo Singulares com Índice Superior Usando o Algoritmo de Evolução Diferencial**. UFU - Universidade Federal de Uberlândia, 2012. XV Encontro de Modelagem Computacional.

Vassiliadis, V. **Computational Solution of Dynamic Optimization Problems with General Differential-Algebraic Constraints**. Tese de Ph.D. University of London, London, UK, 1993.

CONSTRUÇÃO DO TEODOLITO CASEIRO: UMA ALTERNATIVA BARATA E EFICIENTE

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 16/06/2020

Ronis Cley Fontes da Silva

Graduado em Licenciatura e Bacharelado em Geografia (UNIFESSPA, 2018).
Mestrando em Dinâmicas Socioambientais (PPGEO/UFGA). Técnico em Geociência – Hidrologia (CPRM/PA).
<http://lattes.cnpq.br/6754608818713752>

Lourivan Carneiro de Souza

Graduado em Licenciatura e Bacharelado em Geografia (UNIFESSPA, 2018).
Professor de Geografia e Estudos Amazônicos (PMM).
<http://lattes.cnpq.br/1935099387088897>

RESUMO: O teodolito é um equipamento utilizado para medir com precisão ângulos horizontais e verticais que permitia medidas mais precisas entre as distâncias de um ponto a outro, da elevação e direção de determinado local. No entanto, seu custo, hoje no mercado é alto e inacessível para algumas das instituições de ensino no país. Desse modo, este trabalho tem como objetivo proporcionar a criação de um teodolito artesanal, para auxiliar os professores de conhecimento cartográfico em sala de aula. Esse equipamento é capaz de medir com precisões, pequenas distâncias, com custo de 1,57% do valor de um teodolito profissional, tornando possível ampliar o estudo prático com este equipamento.

PALAVRAS-CHAVE: História do teodolito, Teodolito caseiro, Utilização do teodolito.

CONSTRUCTION OF THE HOMEMADE THEODOLITE: A CHEAP AND EFFICIENT ALTERNATIVE

ABSTRACT: Theodolite is a device used to accurately measure horizontal and vertical angles that allowed for more precise measurements between the distances from one point to another, the elevation and direction of a given location. However, its cost, on the market today, is high and inaccessible to most educational institutions in the country. Thus, this work aims to provide the creation of an artisanal theodolite, to assist teachers of cartographic knowledge in the classroom. This equipment is capable of accurately measuring small distances, at a cost of 1.57% of the value of a professional theodolite, making it possible to expand the practical study with this equipment.

Keywords: History of theodolite, Homemade theodolite, Use of theodolite.

1 | INTRODUÇÃO

Inventado pelo italiano Ignazio Porro, por volta de 1835, o teodolito é um instrumento óptico empregado na navegação, na construção civil e agricultura. Atualmente é bastante utilizado por engenheiros, agrimensores, topógrafos, para realizar medidas de ângulos verticais e horizontais em redes de triangulação, a fim de determinar distâncias e níveis inacessíveis

(ABITANTE; PREUSSLER; WEBER, 2011).

Hoje existem diversos modelos de teodolitos com diferentes características de precisão e alcance. Além de sua função óptica, os teodolitos mais sofisticados, tem a capacidade de armazenamento de dados para posteriormente serem tratados e utilizados na elaboração de mapas, gráficos e etc. Também, na construção civil é bastante utilizado para realizar medidas lineares e ângulos, assim o teodolito tem ganhado espaço no mercado e se tornado uma ferramenta de grande importância.

Atualmente, Existem vários fabricantes deste equipamento e seu custo entre R\$ 3.000.00 e R\$ 9.000.00. Custo relativamente alto dentre a realidade financeira da maioria das instituições de ensino do país o que torna o equipamento inacessível e/ou insuficiente para a demanda de estudantes.

Desse modo, baseado nos princípios de funcionalidade do teodolito, este trabalho tem como objetivo proporcionar a criação de um teodolito de baixo custo capaz de medir com precisão graus e minutos de ângulos horizontais e verticais e assim promover aos professores e alunos do conhecimento cartográfico um saber técnico científico através da acessibilidade deste equipamento.

2 | O TEODOLITO

O teodolito foi patenteado pelo italiano Ignazio Porro, em torno de 1835, no entanto, havia outros pesquisadores que declaravam serem os inventores do dispositivo. Sua criação teve como objetivo substituir o Círculo de Borda - instrumento utilizado para medir com precisão ângulos horizontais e verticais que permitia medidas mais precisas entre as distâncias de um ponto a outro, da elevação e direção de determinado local (ABITANTE; PREUSSLER; WEBER, 2011; MAST, 2014).

Os teodolitos antigos, figura 01 (a), eram demasiado pesados e a leitura dos seus limbos era muito complicada, porém, em 1920 teve a primeira evolução do equipamento, Enrique Wild construiu círculos graduados sobre vidro, para conseguir menor peso e tamanho e maior precisão, tornando a leitura mais fácil (MAST, 2014).



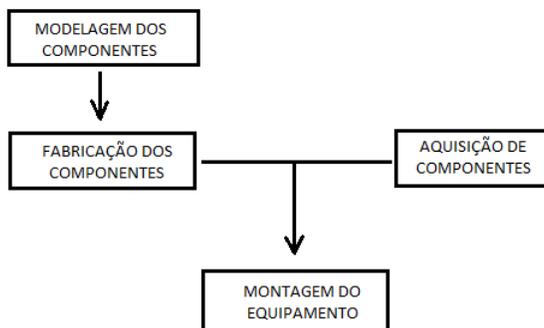
Figura 01: Teodolito: (a) Teodolito antigo; (b) Teodolito sofisticado.

Fonte: dos autores, 2014.

Graças aos avanços da tecnologia surgiram os teodolitos eletrônicos, figura 01(b), que faz uma rápida e simples leitura dos limbos graduados em graus, minutos e segundos e apresenta a informação em formato digital. E atualmente, conforme Veiga, Zanetti, Faggion (2012), existe a estação total que é outro tipo de equipamento moderno utilizado na medição de ângulos e distâncias. Esse instrumento é uma junção do teodolito eletrônico digital com o distanciômetro eletrônico.

2.1 Construção do Teodolito de baixo custo

O ponto chave da estrutura do teodolito é o movimento circular de dois eixos independentes e a metodologia de sua construção não difere do profissional podendo ser resumida em quatro etapas básicas: modelagem computacional das peças, fabricação, aquisição de componentes e montagem. Conforme o fluxograma exemplificando abaixo:



Fluxograma 01: Construção do teodolito

Fonte: dos autores, 2014.

Os componentes consistem em (tabelas 1, 2 e 3):

Componentes	QD
Suporte (garfo de duas pontas)	01
Quadrado de madeira 20x20 cm	01
Ripas de madeira 130 cm	03
Triângulo de madeira 05 cm de aresta	01

Tabela 01 – Componentes fabricados.

Fonte: dos autores, 2014.

Componente	QD
Dobradiças	03
Parafusos 05 cm	02
Parafusos 09 cm	01
Arame 15 cm	01
Prumo de centro	01
Plástico adesivo 20x20 cm	01
Transferido 360°	01
Fotocópia do transferidor	01
Cano PVC 12 cm	01
Nível de bolha	02
Copo de plástico de 750 ml	01

Tabelas 02 – Componentes adquiridos

Fonte: dos autores, 2014.

Componente	Qd.	Valor
Transferidor 360°	01	R\$ 1,00
Folha de plástico aderente	01	R\$ 1,00
Quadrado de madeira 20x20 e 5 mm de espessura	01	R\$ 3,15
Ripas de 1,5x4x130cm	3	R\$ 3,00
Dobradiça média (parafusos)	03	R\$ 3,00
Parafuso de 05 cm de comprimento	02	R\$ 2,00
Parafuso de 09 cm de comprimento	01	R\$ 1,00
Copo de plástico de 750 ml	01	R\$ 2,00
Bastão de cola quente	01	R\$ 1,00
Cano de 25 mm diâmetro 12 cm de comprimento	01	R\$ 1,00
Nível de bolha 20 cm	02	R\$ 20,00
Arame 30 cm de comprimento	01	R\$ 3,00

Suporte de madeira	01	R\$ 5,00
Total		R\$ 46,15

Tabela 03 – Custo do Teodolito.

Fonte: dos autores, maio de 2014.

Para a modelagem das peças foi utilizado software AutoCAD®, no entanto, pode ser utilizado qualquer software de CAD (figura 02).

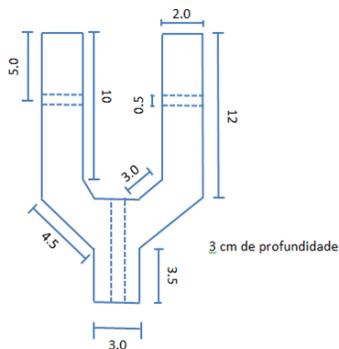


Figura 02: Componente fabricado

Fonte: dos autores, 2014.

Segue abaixo os componentes fabricados (figura 03) e os adquiridos (figura 04):

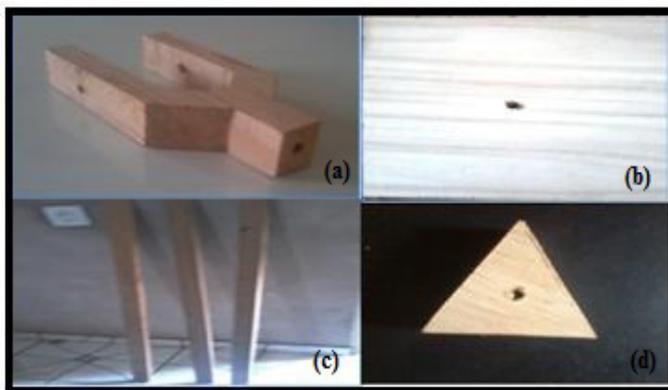


Figura 03: Componentes fabricados

Fonte: dos autores, 2014.

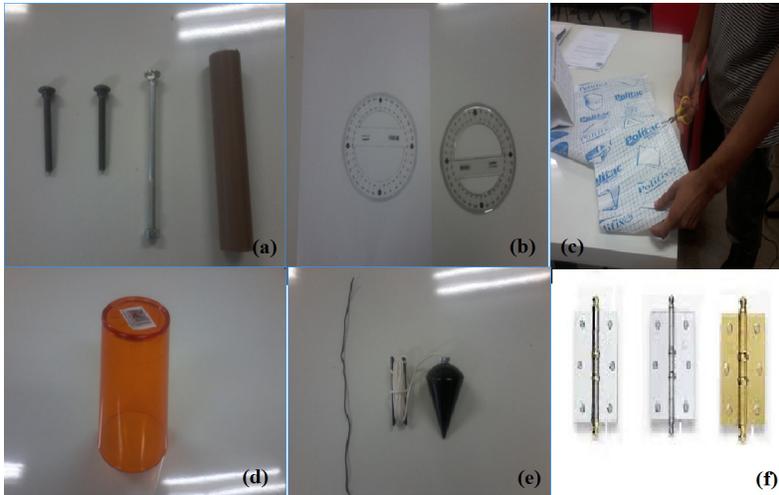


Figura 04: Componentes adquiridos

Fonte: dos autores, 2014.

2.2 As montagens dos componentes seguiram a seguinte ordem:

1 - Através dos parafusos fixou-se o cano, o qual é a luneta, no centro do suporte, figura 05(1);

2 - Colou-se o transferidor em um dos lados do suporte, com intuito de medir o ângulo vertical, com o 0° apontado para cima, fez-se um risco no meio do cano para visualizar o ângulo, figura 05(2);

3 - Por conseguinte, colar a fotocópia do transferidor em cima do quadrado de madeira com a folha de plástico aderente afim de reduzir o atrito entre o suporte e a fotocópia e em seguida colar o nível de bolha no quadrado de madeira, figura 05(3).

4 - parafusaram-se três dobradiças nas longarinas e em segui no triângulo de madeira, figura 05(4).

5 - O barbante do prumo foi preso no parafuso de 9 cm na parte inferior do triângulo, figura 05(5).

6 - Amarrou-se o arame na base do suporte deixando uma extremidade livre para servir de ponteiro para o ângulo horizontal, figura 5(6).

7 - Logo após, foi unido o suporte ao quadrado de madeira ao copo, figura 05(7).

8 - Por fim, foram ajustadas as longarinas dentro do copo para servirem como tripé do aparelho para que a luneta fique a uma altura adequada ao operador, figura 05(8).

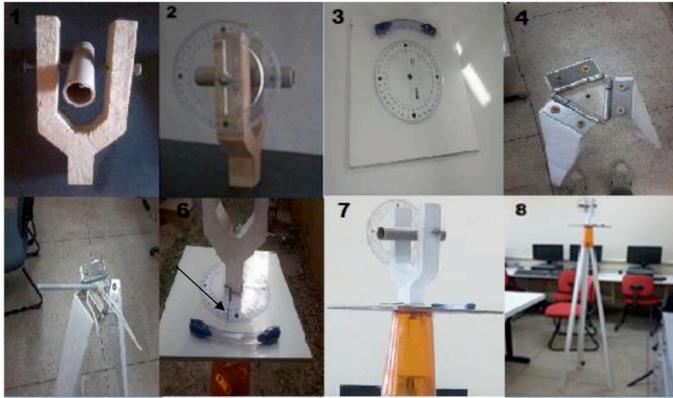


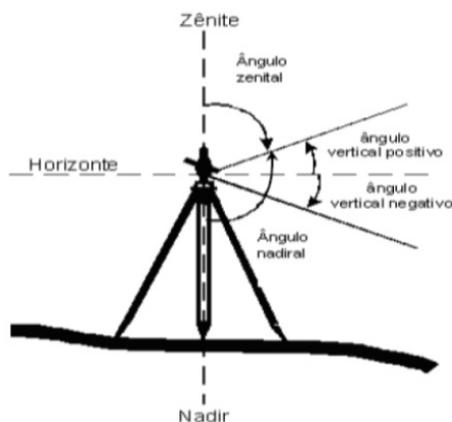
Figura 5: O passo a passo da montagem do teodolito caseiro.

Fonte: dos autores, 2014.

2.3 Utilização básica do teodolito caseiro

A utilização do teodolito de baixo custo não é diferente do teodolito profissional. Para Veiga, Zanetti, Faggion (2012); Antunes (1995); Topcon (2013), o teodolito já montado, estacione em cima do ponto topográfico utilizando o prumo para centralizá-lo no ponto, depois nivele o instrumento utilizando o nível de bolha.

Devemos lembrar que o transferidor é um instrumento para medir graus de 0 a 360 com intervalo de 1 grau (BORGES, 1977). Vale lembrar que para a leitura do ângulo vertical deve-se a partir do zênite, pois o teodolito faz as leituras do ângulo formado entre a vertical do lugar (zênite ao nadir) e a linha de visada (figura 6).



Fonte: Luis A. K. Veiga, et. All, 2012.

Figura 06 – Ângulo zenital.

Fonte: Veiga; Zanetti; Faggion, (2012).

Para cálculo de ângulo vertical é preciso focalizar o ponto utilizando a luneta do teodolito e observar o grau (TOPCON, 2013). Podemos utilizar as seguintes equações:

$$\text{Eq (1) } DI = DH \div \text{sen } \hat{A}V$$

$$\text{Eq (2) } DV = DI \times \text{cos } \hat{A}V$$

$$\text{Eq (3) } DH = DI \times \text{sen } \hat{A}V$$

Onde:

DI = distância inclinada

DH=distância horizontal

DV= distância vertical

$\hat{A}V$ = ângulo vertical

O ângulo horizontal é formado por dois planos verticais que contém as direções formadas pelo ponto ocupado e os pontos visados (figura 7).

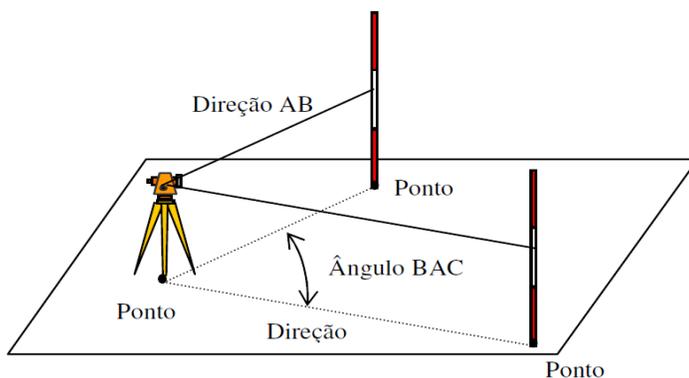


Figura 07 – Ângulo horizontal

Desse modo é possível determinar as coordenadas de um ponto com o ângulo formado entre a direção dos pontos visados e sua distância (VEIGA; ZANETTI; FAGGION, 2012).

3 I RESULTADOS

Para obtermos algumas informações como distância inacessível ou locação de posições que são dados utilizados em levantamentos topográficos. Por isso, fizemos os seguintes testes de medição de ângulo vertical e horizontal.

Na figura 08 abaixo, foi realizado um simples cálculo do ângulo vertical para determinar a altura da parede.



Figura 08: Medindo a altura da parede.

Fonte: dos autores, 2014.

Para a determinação da altura da parede têm-se os seguintes cálculos, tabelas 04 e 05:

Altura do equipamento (AI)	1.490m
Distância Horizontal (DH)	1.500m
Ângulo Vertical (ÂV)	45°

Tabela 04 - dados de levantamento

Fonte: dos autores, 2014.

$DI = DH \div \text{sen } \hat{A}V$	$AP = DI \times \text{cos } \hat{A}V + AI$
$DI = 1.500 \div \text{sen } 45^\circ$	$AP = 2.121 \times \text{sen } 45^\circ + 1.490$
$DI = 2.121\text{mm}$	$AP = 2.990\text{mm}$

Tabela 05 – resultados da medição em campo.

Fonte: dos autores, 2014.

Resultados da medição do ângulo vertical:

Altura da parede medida pelo teodolito caseiro = 2.990mm

Altura verdadeira da parede = 3.006mm

Diferença = 0.016mm

Vale ressaltar que a precisão da leitura de ângulos no teodolito caseiro não é exatamente como no teodolito científico, pois no instrumento artesanal no máximo podem-se dividir os graus em minutos, entretanto no científico as leituras são em graus, minutos e segundos.

No segundo teste foi realizada uma leitura de ângulo horizontal para locar a coordenada do poste, nesse caso foram utilizadas as coordenadas UTM (Universal Transversa de Mercator), para facilitar no cálculo. Conforme, Veiga, Zanetti, Faggion (2012); Antunes (1995); Topcon (2013), para determinar um ponto de referência, pode-se utilizar uma bússola para achar o norte e zerarmos o ângulo nessa direção que será chamado de ré, depois gira a luneta do instrumento na direção do outro ponto que será chamado vante, para obter a nova coordenada.

A figura 09 mostra a leitura do ângulo horizontal para transporte da coordenada do ponto A para o ponto B, onde ao instalar o instrumento no ponto topográfico foi medido o ângulo com transferidor e a distância horizontal com uma trena, com essas informações pode-se fazer os seguintes cálculos (tabela 06 e 07).

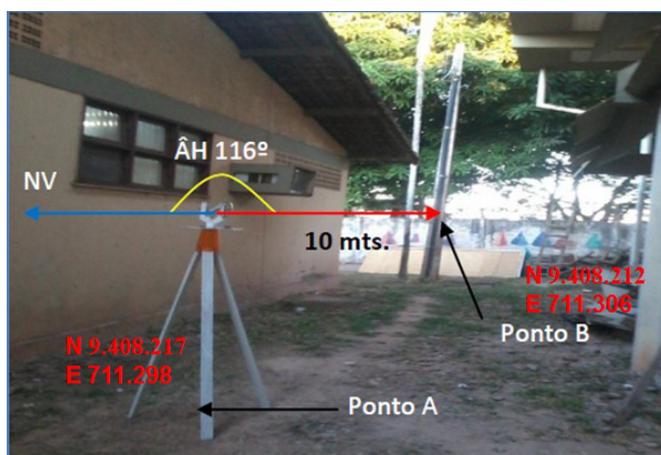


Figura 09 – Transporte de coordenadas.

Fonte: dos autores, 2014.

Coordenadas do ponto A	Norte = 9.408.217m,	Este = 711.298m
Ângulo horizontal (ÂH)	116°	
Ditância Horizontal (DH)	10 mts.	
Azimute	116°	

Tabela 05 - dados obtidos com o teodolito artesanal.

Fonte: dos autores, 2014.

Desse modo, segue os cálculos necessários:

$EB = EA + D \sin (Az)$	$NB = NA + D \cos (Az)$
$EB = 711.298 + 10$	$NB = 9.408.217 + 10$
$EB = 711.306m$	$NB = 9.408.212m$

Tabela 06 - Cálculo das coordenadas.

Fonte: dos autores, 2014.

O resultado do transporte de coordenadas medido pelo ângulo horizontal no teodolito caseiro: Coordenadas do ponto B; Norte: 9.408.212m, East: 711.306m.

A coordenada teve um erro de 0.567mm.

4 | CONSIDERAÇÕES FINAIS

Podemos perceber que história do teodolito é longa, pois teve início no século XVII e tem uma constante evolução, onde esse equipamento acompanha o desenvolvimento tecnológico atual. Todavia, a evolução tecnológica não pode ultrapassar a curva de aprendizagem dos estudantes, pois quanto mais um equipamento se torna de tecnologia de ponta, mais longe ele fica das mãos da maioria dos estudantes, devido o seu alto custo financeiro.

Os resultados obtidos, para pequenas distâncias, foram satisfatórios, com diferença de 0,53% abaixo do valor real, no entanto, não foram realizadas medidas a longa distância, por isso não estão relatados. Vale lembrar, que o teodolito tem a capacidade de medir graus e minutos, logo, o erro tende a aumentar com o aumento da distância.

O teodolito caseiro foi desenvolvido visando um baixo custo, a fim de tornar acessível o seu estudo na prática, desse modo, o teodolito construído tem um custo em torno de 1,57% comparado aos teodolitos comuns e boa precisão para pequenas distâncias.

Nesse trabalho, podemos compartilhar um pouco sobre o teodolito caseiro e sua aplicação no ensino da cartografia em diferentes áreas de conhecimento tais como Geografia, Matemática e etc. Em vista disso, o estudante também poderá construir o seu próprio instrumento artesanalmente.

REFERÊNCIAS

ABITANTE, Lucilaine Goin; PREUSSLER, Roberto; WEBER, Elizangela. **A construção do Teodolito no ensino de trigonometria.** II CNEM - CONGRESSO NACIONAL DE EDUCAÇÃO MATEMÁTICA, 07 a 10 junho de 2011. Disponível em: <http://www.projetos.unijui.edu.br/matematica/cnem/cnem/principal/ex/PDF/EX5.pdf>. Acesso em: 01 Jul. 2014.

ANTUNES, Carlos. **Levantamentos Topográficos:** Engenharia Cartográfica. Faculdade de Ciências: LISBOA, 1995. Disponível em: https://www.ufpe.br/documents/801160/801815/levantamentos-topograficos_apontamentos.pdf/5f233b21-6924-41a4-a17c-0622c6b8d653. Acesso em: 01 Jul. 2014.

BORGES, Alberto de Campos. **Topografia Aplicada à Engenharia Civil**. 2° ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1977.

MAST. **Teodolito**. Museu de astronomia e ciências afins. Disponível em: http://site.mast.br/multimedia_instrumentos/teodolito_historico.html#:~:text=O%20teodolito%20foi%20criado%20para,e%20dire%C3%A7%C3%A3o%20de%20determinado%20local. Acesso em: 12 Jul. 2014.

TOPCON. Manual de instruções: **Estação total eletrônica**. Série GTS-230, 2013. Disponível em: <http://www.labtopo.ufpr.br/wp-content/uploads/2013/07/Manual-estacao-total-topcon-gts-230w-original.pdf>. Acesso em: 01 Jul. 2014.

VEIGA, Luis Augusto Koenig; ZANETTI, Maria Aparecida Zehnpfennig; FAGGION, Pedro Luis. **Fundamentos de Topografia**: Engenharia Cartográfica e de Agrimensura. Paraná: UFPR, 2012. Disponível em: http://www.cartografica.ufpr.br/docs/topo2/apos_topo.pdf. Acesso em: 01 Jul. 2014.

ANÁLISE DA POTÊNCIA ELÉTRICA NA RETIFICAÇÃO DO AÇO ENDURECIDO SAE 52100 EM DIFERENTES CONDIÇÕES DE CORTE

Data de aceite: 01/09/2020

Data de submissão: 29/05/2020

Raphael Lima de Paiva

Universidade Federal do Piauí, Curso de
Engenharia Mecânica
Teresina – PI
Universidade Federal de Uberlândia,
Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/9916802468235933>

Rodrigo de Souza Ruzzi

Universidade Federal de Uberlândia,
Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/7535019791135891>

Otávio de Souza Ruzzi

Universidade Federal de Uberlândia,
Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/4104254776715740>

Rosemar Batista da Silva

Universidade Federal de Uberlândia,
Faculdade de Engenharia Mecânica
Uberlândia – MG
Currículo Lattes: <http://lattes.cnpq.br/8157858526322556>

RESUMO: A retificação é um processo de usinagem por abrasão normalmente aplicado no acabamento de superfícies, uma vez que confere à peça uma combinação de baixos valores de rugosidade e tolerâncias dimensionais estreitas. Como todo processo de usinagem, os parâmetros de corte na retificação, incluindo a atmosfera de corte (condições de lubri-refrigeração), exercem grande influência nos esforços de corte durante o processo e, conseqüentemente, na potência requerida. Dessa forma, o monitoramento de tais esforços e/ou potência é importante para o estudo e/ou controle dos fenômenos que ocorrem durante o processo. Dentre as metodologias utilizadas para medição de potência durante a retificação, destaca-se, por sua relativa simplicidade e baixo custo de implementação, a medição de potência elétrica através dos sinais de tensão e corrente elétrica do motor responsável pela rotação do rebolo. Neste sentido, este trabalho tem como objetivo analisar a potência elétrica requerida na retificação do aço endurecido SAE 52100 sob diferentes condições de corte. A potência elétrica foi calculada através dos sinais instantâneos de tensão e corrente elétrica do motor elétrico trifásico responsável pela rotação do rebolo, medidos com auxílio de sensores por efeito Hall. As condições de corte foram variadas em termos de velocidade da peça (v_w), penetração de trabalho (a_p) e atmosfera de corte: a seco e com fluido de corte aplicado pelas técnicas convencional e mínima quantidade de lubrificante (MQL). Os resultados mostraram que a potência elétrica aumentou com a taxa de remoção de material, isto é, com o aumento de v_w e/ou a_p .

Além disso, a aplicação de fluido de corte pela técnica MQL contribuiu para reduzir a potência elétrica requerida em comparação com as outras atmosferas de corte testadas. Todos os fatores analisados foram estatisticamente significativos para os resultados de potência elétrica, sendo a_e o mais influente para as condições utilizadas neste trabalho.

PALAVRAS-CHAVE: Retificação, Potência elétrica, Atmosfera de corte, Velocidade da peça, Penetração de trabalho.

ELECTRIC POWER ANALYSIS IN GRINDING OF SAE 52100 HARDENED STEEL UNDER DIFFERENT CUTTING CONDITIONS

ABSTRACT: Grinding is an abrasive machining process generally applied to finishing since it provides a combination of both low values of surface roughness and tight dimensional tolerances. Like any other machining process, the cutting parameters, including cutting atmosphere (cooling-lubrication techniques), strongly affect cutting forces and thus the required power during grinding. Therefore, monitoring cutting forces and/or grinding power is important to study and/or controlling the process phenomena. Among the methodologies available to monitor power during grinding process, the electric power measurement through instantaneous voltage and electric current signals of spindle motor stands out due to its relative simplicity and low cost. In this context, this work aims to analyze the electric power required during grinding of SAE 52100 hardened steel under different cutting conditions. Electric power was calculated from instantaneous signals of current and voltage of spindle motor responsible for the rotation of grinding wheel with Hall effect sensors. Cutting parameters were varied in terms of workpiece speed (v_w), radial depth of cut (a_e), and cutting atmosphere: dry condition and cutting fluid applied via conventional (flood) and minimum quantity lubrication (MQL) techniques. The results showed that electric power increased with material removal rate, i.e., when increasing v_w and/or a_e . Furthermore, the cutting fluid application with MQL technique contributed to reduce electric power required during grinding in comparison to the other tested cutting atmospheres. All the factors analyzed in this work were statistically significant to electric power results, and a_e was the most influential factor for the conditions used in this work.

KEYWORDS: Grinding, Electric power, Cutting atmosphere, Workpiece speed, Radial depth of cut.

1 | INTRODUÇÃO

A retificação é um processo de usinagem por abrasão normalmente aplicado para conferir à uma dada superfície um bom acabamento superficial combinado com tolerâncias geométricas estreitas, além de gerar poucas rebarbas (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). Por se tratar, portanto, de um processo de acabamento, a correta seleção dos parâmetros de corte é fundamental para evitar quaisquer danos à peça, o que acarretaria a perda de todo valor agregado em processos de fabricação previamente empregados.

Como os parâmetros de corte exercem grande influência nos esforços de corte e consequentemente na potência de corte (uma vez que esta é o produto da força de corte pela velocidade de corte), o monitoramento de tais variáveis de saída representa uma

ferramenta bem útil para detectar qualquer anormalidade durante o processo e, ainda, pode auxiliar no estudo do mesmo, correlacionando a potência durante o corte e/ou os esforços de corte com, por exemplo, a integridade superficial da peça retificada.

A forma mais comum para monitoramento dos esforços de corte e potência na retificação é a utilização de dinamômetros com cristais piezoelétricos conforme utilizado, por exemplo, por Tawakoli et al. (2011) e Hadad et al. (2012) na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100. Nesta metodologia os autores fixaram a peça sobre o dinamômetro, dispositivo que responde às deformações causadas na peça com sinais de tensão elétrica, que são então diretamente associados com os esforços de corte.

Outra forma para medição de potência durante o processo de retificação é através da aquisição dos sinais de tensão e corrente elétrica instantâneos do motor responsável pela rotação do rebolo, medindo, portanto, o sinal de potência elétrica requerida durante o processo. Esta metodologia apresenta um menor custo em relação à utilização de dinamômetros, além de não ser necessário modificar a fixação da peça no processo, o que a torna mais viável para aplicação em chão de fábrica. Madopothula et al. (2018) monitoraram a potência elétrica do motor responsável pela rotação do rebolo durante a retificação do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de óxido de alumínio. Os autores observaram uma boa correlação entre a magnitude do aumento de potência elétrica durante o corte e a presença ou não de danos de origem térmica à peça. Eles concluíram que este tipo de monitoramento é uma ferramenta eficaz para estimar/prever tais tipos de danos em peças retificadas.

Neste contexto, este trabalho tem como objetivo analisar a potência elétrica do motor responsável pela rotação do rebolo na retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 em diferentes condições de corte, incluindo três atmosferas de usinagem e diferentes níveis de velocidade da peça e penetração de trabalho, como também avaliar qual das condições de corte são mais significativas na potência elétrica.

2 | METODOLOGIA

Os ensaios experimentais de retificação foram realizados em uma retificadora plana tangencial modelo P36, Mello, que possui motor elétrico responsável pela rotação do rebolo com potência nominal de 2,24 kW e rotação fixa de 2400 rpm. O rebolo utilizado foi de óxido de alumínio branco (Al_2O_3) com diâmetro externo de 250 mm e especificação AA60K6V. O material retificado foi o aço endurecido SAE 52100, com dureza de 60 ± 2 HRC e geometria cilíndrica de 16 mm de diâmetro por 17,4 mm de altura.

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios de retificação foram: velocidade de corte (v_s) de 31 m/s, velocidade da peça (v_w) de 3 m/min e 7 m/min e penetração de trabalho (a_e) de 10 μ m e 30 μ m. Cada ensaio experimental consistiu na remoção de uma altura equivalente à a_e em uma única passagem do rebolo sobre a peça (passe em cheio). O

rebolo foi dressado antes de cada ensaio experimental com um dressador de diamante do tipo ponta única, utilizando-se uma largura de dressagem (b_d) igual 0,31 mm e velocidade de dressagem (v_d) de 150 mm/min, parâmetros que resultam em um grau de recobrimento de dressagem (U_d) igual a 5. Três (3) diferentes atmosferas de corte foram utilizadas neste trabalho: a seco, fluido de corte aplicado via técnica convencional (abundância) e Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). O fluido de corte utilizado foi o sintético Grindex 10, da fabricante Blaser Swissslube, que foi inicialmente diluído em água na razão de 1:19 para a técnica convencional, e apenas óleo (sem água) para a técnica MQL. As vazões de 9 L/min e 150 mL/h foram aquelas empregadas para as técnicas convencional e MQL, respectivamente. Para a técnica MQL a pressão do ar comprimido foi igual a 0,3 MPa.

A variável de saída medida nos ensaios de retificação foi a potência elétrica do motor responsável pela rotação do rebolo, que foi calculada através dos sinais de tensão e corrente instantâneos de uma das três fases do motor elétrico. Os sinais foram medidos com sensores de efeito Hall e adquiridos com auxílio de uma placa de aquisição de sinais NI 6001 da National Instruments juntamente com o software LabView. A taxa de aquisição utilizada foi de 3,3 kHz. O sinal de potência elétrica adquirido foi então tratado com uma média móvel de 5 períodos com o software Octave. Os pontos de máxima potência elétrica durante o corte foram utilizados para comparações entre as diferentes condições utilizadas.

3 | RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na Figura 1 são mostrados os valores de potência elétrica máxima adquiridos em função das atmosferas de corte utilizadas e para as diferentes condições de corte (velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e)). As barras de desvio-padrão são referentes à variação média na potência elétrica em vazio, isto é, a potência necessária apenas para colocar o rebolo em rotação.

Pode-se observar da Figura 1 que a potência elétrica máxima adquirida durante os ensaios de retificação aumentou com a velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e), independentemente da condição de atmosfera de corte. A potência requerida durante o corte é função da força tangencial (F_t), que por sua vez está associada com a severidade do processo.

De acordo com Malkin e Guo (2008), condições com maiores valores de v_w e a_e aumentam a taxa de remoção de material (Q_w) e a espessura de cavaco não deformado, o que resulta em um efeito negativo nos esforços de corte. Com isso, há elevação da força tangencial necessária para remoção do material pretendido e, conseqüentemente, da potência requerida durante o corte. Esta é a razão para os maiores valores de potência elétrica observados para a condição mais severa ($v_w = 7$ m/min e $a_e = 30$ μ m), que em relação à condição mais branda ($v_w = 3$ m/min e $a_e = 10$ μ m), apresentaram um aumento de 95%, 105% e 99% para as atmosferas de corte a seco, convencional e MQL, respectivamente.

Tal comportamento de aumento dos esforços de corte com a espessura de cavaco não deformado também foi observado por Yao et al. (2014) na retificação plana tangencial do aço endurecido Aermet 100 com rebolo de Al_2O_3 .

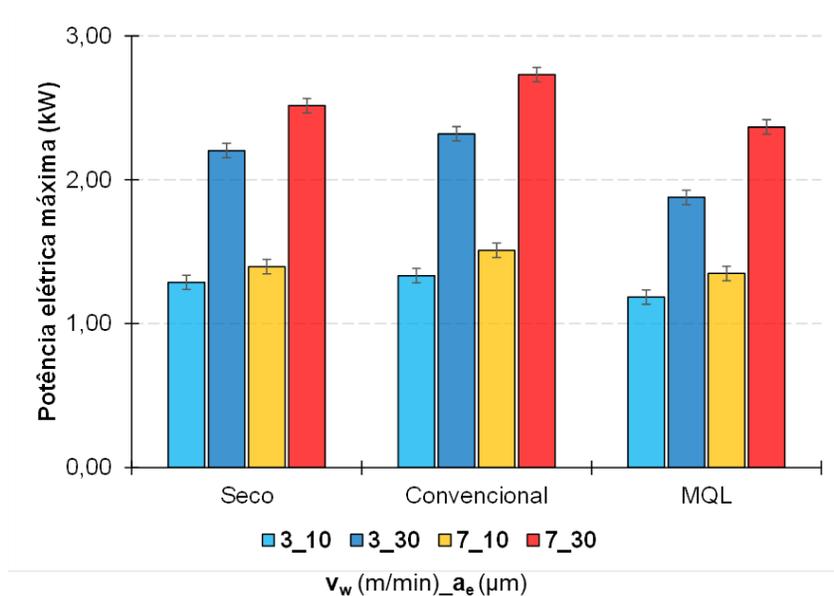


Figura 1: Potência elétrica máxima de corte em função da atmosfera de corte para diferentes condições de v_w e a_e .

Ainda da Figura 1 é possível observar que, para as condições de penetração de trabalho e velocidade da peça utilizadas neste trabalho, a potência elétrica durante o corte foi mais sensível à variação de a_e . Para a atmosfera de corte convencional, por exemplo, o aumento de v_w de 3 m/min para 7 m/min resultou em um aumento na potência elétrica de 15% em média, enquanto o aumento de a_e de 10 μm para 30 μm apresentou um aumento, em média, de 77%.

Em relação à influência da atmosfera de corte na potência elétrica, observa-se que a aplicação de fluido de corte pela técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) reduziu a potência quando comparada à técnica convencional, principalmente nas condições com penetração de trabalho de 30 μm . De acordo com Wang et al. (2016), o fluido de corte aplicado pela técnica MQL possui uma maior capacidade de penetração na zona de corte por conta do auxílio do ar comprimido, o que confere à técnica uma melhor capacidade de lubrificação em comparação à técnica convencional, onde as pressões do próprio fluido são inferiores a pressão do ar comprimido da técnica MQL. Esta melhor lubrificação reduz os esforços de corte e, conseqüentemente, a potência requerida para remoção do material conforme observado nos resultados apresentando na Figura 1.

No entanto, é importante salientar que, embora a técnica MQL apresente uma melhor capacidade lubrificante que a técnica convencional, sua capacidade de refrigeração é limitada e a parcela de calor conduzida para a peça durante o processo pode ser suficiente para desenvolver temperaturas altas o bastante para reduzir a resistência do material, o que também contribui para a redução dos esforços de corte e da potência requerida. Inclusive, esta é a provável razão pela qual a condição a seco apresentou menores valores de potência que a condição com fluido de corte aplicado pela técnica convencional, principalmente para as condições mais severas em que a quantidade de calor gerado é maior.

Portanto, os menores valores de potência observados na retificação com a técnica MQL podem estar associados também à menor capacidade de refrigeração como observado para a condição a seco, fazendo-se necessário uma análise da integridade superficial e subsuperficial a fim de verificar a existência ou não de danos de origem térmica após a retificação com a técnica MQL, bem como sua magnitude em comparação à retificação com a técnica convencional.

Na Figura 2 são mostrados os valores médios de potência elétrica máxima em função das variáveis de entrada utilizadas com seus respectivos valores p , adquiridos após análise de variância (ANOVA) com os resultados apresentados na Figura 1.

Conforme pode ser observado na Figura 2, todos os parâmetros de corte analisados neste trabalho (atmosfera de corte, velocidade da peça e penetração de trabalho) apresentaram um valor p menor que 0,05 e, portanto, se mostraram significativos para um intervalo de confiabilidade de 95%. Além disso, os gráficos da Figura 2 mostram que a variável de entrada que apresentou maior efeito na potência elétrica durante a retificação foi a penetração de trabalho (a_g), seguida pela velocidade da peça (v_w) e atmosfera de corte. Ao aumentar a penetração de trabalho, aumenta-se o número de abrasivos em contato com a peça como também da área de contato. Com isso, os esforços de corte são maiores e, consequentemente exige-se mais potência da máquina-ferramenta.

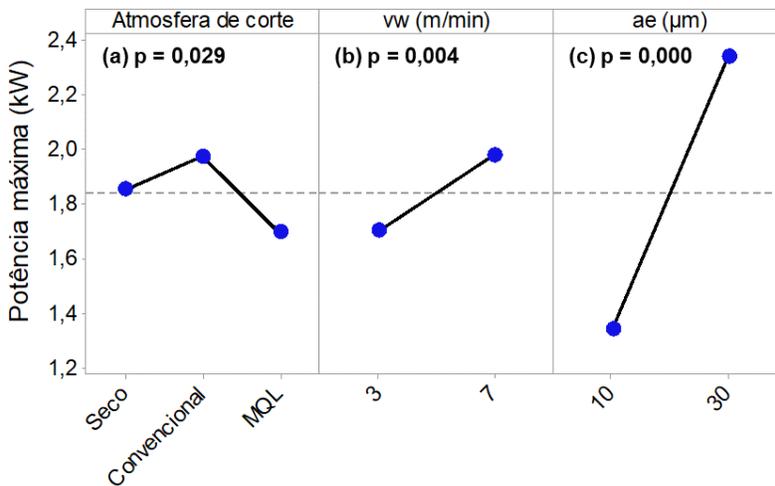


Figura 2: Valores médios da potência máxima em função da atmosfera de corte (a), velocidade da peça (b) e penetração de trabalho (c). As barras verticais denotam um intervalo de 95% de confiabilidade.

4 | CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos neste trabalho pode-se concluir que:

- I. A potência elétrica durante a retificação aumentou com a taxa de remoção de material (Q_w), isto é, com a velocidade da peça (v_w) e penetração de trabalho (a_e);
- II. Para as condições utilizadas neste trabalho, a potência elétrica máxima durante o corte foi mais sensível à variação de a_e , aumentando, em média, 77% com o aumento de a_e de 10 μm para 30 μm ;
- III. A aplicação de fluido de corte pela técnica MQL foi a atmosfera de corte que apresentou os menores valores de potência elétrica durante a retificação, independentemente dos parâmetros de corte v_w e a_e ;
- IV. Todos os fatores analisados se mostraram estatisticamente significativos para a potência elétrica durante o corte, considerando um intervalo de confiabilidade de 95%. O fator de maior efeito foi a penetração de trabalho, seguida pela velocidade da peça e atmosfera de corte.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à CAPES, CNPq e ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia. O primeiro autor agradece, ainda, à Universidade Federal do Piauí - UFPI, pela oportunidade de dar continuidade através de afastamento ao curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica (nível de doutorado) na UFU. Rosemar Batista da Silva agradece à FAU pelo Processo de Chamada Pública N°

02/2018 e à FAPEMIG via EDITAL 01/2016 - DEMANDA UNIVERSAL - PROCESSO N.: TEC - APQ-01119-16, à FAU pelo Processo de Chamada Pública Nº 02/2018, pelo apoio financeiro e que permitiram o desenvolvimento deste trabalho.

REFERÊNCIAS

HADAD, M. J., TAWAKOLI, T., SADEGHI, M. H., SADEGHI, B. "Temperature and energy partition in minimum quantity lubrication-MQL grinding process". **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 54-55, 2012, 10-17.

MADOPOTHULA, U., NIMMAGADDA, R. B., LAKSHMANAN, V. "Assessment of withe layer in hardened AISI 52100 steel and its prediction using grinding power". **Machining Science and Technology**, 22:2, 2018, 299-319.

MALKIN, S., GUO, C. **GRINDING TECHNOLOGY, Theory and Applications of Machining with Abrasives**. Second Edition, Industrial Press, New York, 2008, 372 p.

STEPHENSON, D. A., AGAPIOU, J. S. **Metal Cutting Theory and Practice**. Third Edition, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2016.

TAWAKOLI, T., HADAD, M., SADEGHI, M. H., DANESHI, A., SADEGHI, B. Minimum quantity lubrication in grinding: effects of abrasive and coolant – lubricant types. **Journal of Cleaner Production**, 19, 2011, 2088-2099.

WANG, Y., LI, C., ZHANG, Y., YANG, M., LI, B., JIA, D., HOU, Y., MAO, C. Experimental evaluation of the lubrication properties of the wheel/workpiece interface in minimum quantity lubrication (MQL) grinding using different types of vegetable oils. **Journal of Cleaner Production**, Vol. 127, 2016, pp. 487-499.

YAO, C., WANG, T., XIAO, W., HUANG, X., REN, J. Experimental study on grinding force and grinding temperature of Aermet 100 steel in surface grinding. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 214, 2014, pp. 2191-2199.

SOBRE OS ORGANIZADORES

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 dos Materiais pela Universidade Estadual de Ponta Grossa. Trabalha com os temas: Revestimentos resistentes a corrosão, Soldagem e Caracterização de revestimentos soldados.

JOÃO DALLAMUTA - Professor da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR). Graduação em Engenharia de Telecomunicações pela UFPR. MBA em Gestão pela FAE Business School, Mestre em engenharia elétrica pela UEL. Doutorando em Engenharia Espacial pelo INPE. Trabalha com os temas: Gestão da Inovação, Inteligência de Mercado e Planejamento de Missões Espaciais.

ÍNDICE REMISSIVO

A

Acabamento 2, 3, 9, 10, 11, 15, 16, 17, 22, 25, 28, 75, 151, 152

Aço Carbono 22, 25

Aço N2711 8, 13

Algoritmos 128, 129, 131

Aplicações Matemáticas 128

Atmosfera de Corte 19, 151, 152, 154, 155, 156, 157

B

Biodegradável 49, 52

Biomodelos 71, 73

Blindagem 31, 32, 33, 34, 35, 36, 42, 45, 46

C

Caracterização Mecânica 47, 48

Carbeto de Silício 15, 16, 17, 18, 19, 20

Circuitos Shunt Piezelétricos 81

Coefficiente Convectivo 104, 106, 110

Coletor Solar 117, 126

Controle Ótimo 91, 128, 129, 130, 135, 138

Controle Passivo 81, 82, 86, 91

Correlações 104, 105, 106, 107, 108, 109, 110, 111, 112, 113, 114

D

Distância de Aplicação 22, 24, 25, 29

E

Elementos Finitos 71, 74, 76, 77, 79, 80, 81, 82, 84, 85, 92

Embalagens 48, 52, 96

Energia Renovável 94, 101

Escoamento Multifásico 104

G

Gás Liquefeito de Petróleo 94, 96, 102, 103

Gás Natural Veicular 94, 95, 97

Grupo Motor-Gerador 93, 94, 95, 98, 99, 100, 102

I

Imagem Médica 71

Inconel 718 15, 16, 17, 18, 19, 20, 21

Integridade da Superfície 8

J

Jateamento 22, 23, 24, 25, 26, 27, 28, 29, 30

L

Laminados de Aço 31, 32, 36, 39

M

Materiais Absorvedores 60, 61, 70

Material Compósito 81, 82, 85, 86

Modelagem 71, 72, 76, 79, 81, 82, 83, 84, 86, 92, 104, 138, 141, 143

Modelo Teórico 1, 2

Módulos Balísticos 31

N

Nanopartículas 61

P

Padrão Intermitente 104, 105, 107, 108

Penetração de Trabalho 2, 3, 4, 5, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 15, 17, 18, 19, 20, 151, 152, 153, 154, 155, 156, 157

Potência Elétrica 151, 152, 153, 154, 155, 156, 157

Propagação de Incertezas 81

Próteses 71, 73

R

Radiação Térmica 117, 118, 119, 122, 123, 126

Refletividade 60, 61, 122, 123, 124, 126

Retificação 1, 2, 3, 4, 5, 6, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19, 20, 21, 28, 29, 151, 152, 153, 154, 155, 156, 157

Rugosidade 1, 2, 3, 4, 5, 6, 8, 9, 10, 11, 13, 15, 17, 18, 19, 20, 22, 25, 27, 28, 29, 30, 151

S

Superfícies Seletivas 117, 118, 127

T

Teodolito 139, 140, 141, 143, 145, 146, 147, 148, 149, 150

Transferência de Calor 104, 105, 106, 107, 108, 109, 110, 113, 115, 118, 126, 127

V

Velocidade da Peça 2, 3, 4, 5, 8, 10, 12, 17, 18, 151, 152, 153, 154, 155, 156, 157

 www.atenaeditora.com.br

 contato@atenaeditora.com.br

 @atenaeditora

 www.facebook.com/atenaeditora.com.br

A Aplicação do Conhecimento Científico na Engenharia Mecânica

2

 **Atena**
Editora

Ano 2020

 www.atenaeditora.com.br
 contato@atenaeditora.com.br
 @atenaeditora
 www.facebook.com/atenaeditora.com.br

A Aplicação do Conhecimento Científico na Engenharia Mecânica

2


Ano 2020