

Engenharia Mecânica: Inovações Tecnológicas de Elevado Valor

Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta
(Organizadores)

Atena
Editora
Ano 2021



Engenharia Mecânica: Inovações Tecnológicas de Elevado Valor

Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta
(Organizadores)

Atena
Editora
Ano 2021

Editora Chefe

Profª Drª Antonella Carvalho de Oliveira

Assistentes Editoriais

Natalia Oliveira

Bruno Oliveira

Flávia Roberta Barão

Bibliotecária

Janaina Ramos

Projeto Gráfico e Diagramação

Natália Sandrini de Azevedo

Camila Alves de Cremo

Luiza Alves Batista

Maria Alice Pinheiro

Imagens da Capa

Shutterstock

Edição de Arte

Luiza Alves Batista

Revisão

Os Autores

2021 by Atena Editora

Copyright © Atena Editora

Copyright do Texto © 2021 Os autores

Copyright da Edição © 2021 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-Não-Comercial-NãoDerivativos 4.0 Internacional (CC BY-NC-ND 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.

Todos os manuscritos foram previamente submetidos à avaliação cega pelos pares, membros do Conselho Editorial desta Editora, tendo sido aprovados para a publicação com base em critérios de neutralidade e imparcialidade acadêmica.

A Atena Editora é comprometida em garantir a integridade editorial em todas as etapas do processo de publicação, evitando plágio, dados ou resultados fraudulentos e impedindo que interesses financeiros comprometam os padrões éticos da publicação. Situações suspeitas de má conduta científica serão investigadas sob o mais alto padrão de rigor acadêmico e ético.

Conselho Editorial

Ciências Humanas e Sociais Aplicadas

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
Prof. Dr. Crisóstomo Lima do Nascimento – Universidade Federal Fluminense
Prof^ª Dr^ª Cristina Gaio – Universidade de Lisboa
Prof. Dr. Daniel Richard Sant’Ana – Universidade de Brasília
Prof. Dr. Deyvison de Lima Oliveira – Universidade Federal de Rondônia
Prof^ª Dr^ª 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
Prof^ª Dr^ª Ivone Goulart Lopes – Instituto Internazionele 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
Prof^ª Dr^ª Lina Maria Gonçalves – Universidade Federal do Tocantins
Prof. Dr. Luis Ricardo Fernandes da Costa – Universidade Estadual de Montes Claros
Prof^ª Dr^ª Natiéli Piovesan – Instituto Federal do Rio Grande do Norte
Prof. Dr. Marcelo Pereira da Silva – Pontifícia Universidade Católica de Campinas
Prof^ª Dr^ª Maria Luzia da Silva Santana – Universidade Federal de Mato Grosso do Sul
Prof^ª Dr^ª Paola Andressa Scortegagna – Universidade Estadual de Ponta Grossa
Prof^ª Dr^ª 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
Prof^ª Dr^ª 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
Prof^ª Dr^ª 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
Prof^ª Dr^ª Daiane Garabeli Trojan – Universidade Norte do Paraná
Prof^ª Dr^ª 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
Prof^ª Dr^ª 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
Prof^ª Dr^ª Lina Raquel Santos Araújo – Universidade Estadual do Ceará
Prof. Dr. Pedro Manuel Villa – Universidade Federal de Viçosa
Prof^ª Dr^ª Raissa Rachel Salustriano da Silva Matos – Universidade Federal do Maranhão
Prof. Dr. Ronilson Freitas de Souza – Universidade do Estado do Pará
Prof^ª Dr^ª 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 Elizabeth Cordeiro Fernandes – Faculdade Integrada Medicina

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. Dr. Fernando Mendes – Instituto Politécnico de Coimbra – Escola Superior de Saúde de Coimbra

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 Maria Tatiane Gonçalves Sá – Universidade do Estado do Pará

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. Carlos Eduardo Sanches de Andrade – Universidade Federal de Goiás

Prof^ª Dr^ª Carmen Lúcia Voigt – Universidade Norte do Paraná

Prof. Dr. Cleiseano Emanuel da Silva Paniagua – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Goiás

Prof. Dr. Douglas Gonçalves da Silva – Universidade Estadual do Sudoeste da Bahia

Prof. Dr. Eloi Rufato Junior – Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Prof^ª Dr^ª Érica de Melo Azevedo – Instituto Federal do Rio de Janeiro
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
Prof. Dr. Marco Aurélio Kistemann Junior – Universidade Federal de Juiz de Fora
Prof^ª Dr^ª Neiva Maria de Almeida – Universidade Federal da Paraíba
Prof^ª Dr^ª Natiéli Piovesan – Instituto Federal do Rio Grande do Norte
Prof^ª Dr^ª Priscila Tessmer Scaglioni – Universidade Federal de Pelotas
Prof. Dr. Takeshy Tachizawa – Faculdade de Campo Limpo Paulista

Linguística, Letras e Artes

Prof^ª Dr^ª Adriana Demite Stephani – Universidade Federal do Tocantins
Prof^ª Dr^ª Angeli Rose do Nascimento – Universidade Federal do Estado do Rio de Janeiro
Prof^ª Dr^ª Carolina Fernandes da Silva Mandaji – Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Prof^ª Dr^ª 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
Prof^ª Dr^ª Keyla Christina Almeida Portela – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Paraná
Prof^ª Dr^ª Miranilde Oliveira Neves – Instituto de Educação, Ciência e Tecnologia do Pará
Prof^ª Dr^ª Sandra Regina Gardacho Pietrobon – Universidade Estadual do Centro-Oeste
Prof^ª Dr^ª 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. 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. Dr. Alex Luis dos Santos – Universidade Federal de Minas Gerais
Prof. Me. Aleksandro Teixeira Ribeiro – Centro Universitário Internacional
Prof^ª Ma. Aline Ferreira Antunes – Universidade Federal de Goiás
Prof. Me. André Flávio Gonçalves Silva – Universidade Federal do Maranhão
Prof^ª Ma. Andréa Cristina Marques de Araújo – Universidade Fernando Pessoa
Prof^ª Dr^ª Andreza Lopes – Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento Acadêmico
Prof^ª Dr^ª Andrezza Miguel da Silva – Faculdade da Amazônia
Prof^ª Ma. Anelisa Mota Gregoleti – Universidade Estadual de Maringá
Prof^ª Ma. Anne Karynne da Silva Barbosa – Universidade Federal do Maranhão
Prof. Dr. Antonio Hot Pereira de Faria – Polícia Militar de Minas Gerais
Prof. Me. Armando Dias Duarte – Universidade Federal de Pernambuco
Prof^ª 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. Me. Christopher Smith Bignardi Neves – Universidade Federal do Paraná
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
Prof. Dr. Everaldo dos Santos Mendes – Instituto Edith Theresa Hedwing Stein
Prof. Me. Ezequiel Martins Ferreira – Universidade Federal de Goiás
Profª Ma. Fabiana Coelho Couto Rocha Corrêa – Centro Universitário Estácio Juiz de Fora
Prof. Me. Fabiano Eloy Atilio Batista – Universidade Federal de Viçosa
Prof. Me. Felipe da Costa Negrão – Universidade Federal do Amazonas
Prof. Me. Francisco Odécio Sales – Instituto Federal do Ceará
Profª Drª Germana Ponce de Leon Ramírez – Centro Universitário Adventista de São Paulo
Prof. Me. Gevair Campos – Instituto Mineiro de Agropecuária
Prof. Me. Givanildo de Oliveira Santos – Secretaria da Educação de Goiás
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
Prof^ª Ma. Lillian Coelho de Freitas – Instituto Federal do Pará
Prof^ª Ma. Lilians Aparecida Sereno Fontes de Medeiros – Consórcio CEDERJ
Prof^ª Dr^ª Livia 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. Dr. Luan Vinicius Bernardelli – Universidade Estadual do Paraná
Prof^ª Ma. Luana Ferreira dos Santos – Universidade Estadual de Santa Cruz
Prof^ª Ma. Luana Vieira Toledo – Universidade Federal de Viçosa
Prof. Me. Luis Henrique Almeida Castro – Universidade Federal da Grande Dourados
Prof^ª Ma. Luma Sarai de Oliveira – Universidade Estadual de Campinas
Prof. Dr. Michel da Costa – Universidade Metropolitana de Santos
Prof. Me. Marcelo da Fonseca Ferreira da Silva – Governo do Estado do Espírito Santo
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
Prof^ª Ma. Maria Elanny Damasceno Silva – Universidade Federal do Ceará
Prof^ª Ma. Marileila Marques Toledo – Universidade Federal dos Vales do Jequitinhonha e Mucuri
Prof. Me. Pedro Panhoca da Silva – Universidade Presbiteriana Mackenzie
Prof^ª Dr^ª Poliana Arruda Fajardo – Universidade Federal de São Carlos
Prof. Me. Ricardo Sérgio da Silva – Universidade Federal de Pernambuco
Prof. Me. Renato Faria da Gama – Instituto Gama – Medicina Personalizada e Integrativa
Prof^ª 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
Prof^ª Ma. Silene Ribeiro Miranda Barbosa – Consultoria Brasileira de Ensino, Pesquisa e Extensão
Prof^ª Ma. Solange Aparecida de Souza Monteiro – Instituto Federal de São Paulo
Prof^ª Ma. Taiane Aparecida Ribeiro Nepomoceno – Universidade Estadual do Oeste do Paraná
Prof. Me. Tallys Newton Fernandes de Matos – Faculdade Regional Jaguaribana
Prof^ª 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

Engenharia mecânica: inovações tecnológicas de elevado valor

Editora Chefe: Profª Drª Antonella Carvalho de Oliveira
Bibliotecária: Janaina Ramos
Diagramação: Maria Alice Pinheiro
Correção: Flávia Roberta Barão
Edição de Arte: Luiza Alves Batista
Revisão: Os Autores
Organizadores: Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

E57 Engenharia mecânica: inovações tecnológicas de elevado valor / Organizadores Henrique Ajuz Holzmann, João Dallamuta. – Ponta Grossa - PR: Atena, 2021.

Formato: PDF

Requisitos de sistema: Adobe Acrobat Reader

Modo de acesso: World Wide Web

Inclui bibliografia

ISBN 978-65-5706-782-6

DOI 10.22533/at.ed.826210902

1. Engenharia mecânica. I. Holzmann, Henrique Ajuz (Organizador). II. Dallamuta, João (Organizador). III. Título.
CDD 621

Elaborado por Bibliotecária Janaina Ramos – CRB-8/9166

Atena Editora

Ponta Grossa – Paraná – Brasil

Telefone: +55 (42) 3323-5493

www.atenaeditora.com.br

contato@atenaeditora.com.br

DECLARAÇÃO DOS AUTORES

Os autores desta obra: 1. Atestam não possuir qualquer interesse comercial que constitua um conflito de interesses em relação ao artigo científico publicado; 2. Declaram que participaram ativamente da construção dos respectivos manuscritos, preferencialmente na: a) Concepção do estudo, e/ou aquisição de dados, e/ou análise e interpretação de dados; b) Elaboração do artigo ou revisão com vistas a tornar o material intelectualmente relevante; c) Aprovação final do manuscrito para submissão.; 3. Certificam que os artigos científicos publicados estão completamente isentos de dados e/ou resultados fraudulentos; 4. Confirmam a citação e a referência correta de todos os dados e de interpretações de dados de outras pesquisas; 5. Reconhecem terem informado todas as fontes de financiamento recebidas para a consecução da pesquisa.

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. O aumento no interesse por essa área se dá principalmente pela escassez de matérias primas, a necessidade de novos materiais que possuam melhores características físicas e químicas e a necessidade de reaproveitamento dos resíduos em geral.

Nos dias atuais a busca pela redução de custos, aliado a qualidade final dos produtos é um marco na sobrevivência das empresas, reduzindo o tempo de execução e a utilização de materiais.

Neste livro são apresentados trabalho teóricos e práticos, relacionados a área de mecânica e materiais, dando um panorama dos assuntos em pesquisa atualmente. A caracterização dos materiais é de extrema importância, visto que afeta diretamente aos projetos e sua execução dentro de premissas técnicas e econômicas.

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. Sendo hoje que utilizar dos conhecimentos científicos de uma maneira eficaz e eficiente é um dos desafios dos novos engenheiros.

Boa leitura!

Henrique Ajuz Holzmann
João Dallamuta

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	1
THICKNESS CONTROL OF COATINGS DEPOSITED BY CO ₂ LASER FOR AERONAUTICAL TURBINE BLADES	
Jéssica Fernanda de Azevedo	
Viviane Teleginski Mazur	
Daniele Cristina Chagas	
Júlio César Gomes Santos	
Maurício Marlon Mazur	
Getúlio de Vasconcelos	
DOI 10.22533/at.ed.8262109021	
CAPÍTULO 2	8
CORRELATION BETWEEN THE TOPOGRAPHY OF THE TOOL'S WORN SURFACE AND THE RESULTING WORKPIECE ROUGHNESS IN THE MILLING PROCESS OF THE INCONEL 718	
Leonardo Rosa Ribeiro da Silva	
André Rezende de Figueiredo Oliveira	
Álisson Rocha Machado	
DOI 10.22533/at.ed.8262109022	
CAPÍTULO 3	22
LEVANTAMENTO DOS COEFICIENTES DA EQUAÇÃO DE TAYLOR PARA FORÇA DE USINAGEM EM TORNEAMENTO DE INCONEL COM PCBN	
Leonardo Rosa Ribeiro da Silva	
Felipe dos Anjos Rodrigues Campos	
DOI 10.22533/at.ed.8262109023	
CAPÍTULO 4	36
CARACTERIZAÇÃO FÍSICA, MECÂNICA, TÉRMICA E MICROESTRUTURAL DAS FIBRAS DE TIMBÓ-AÇU	
José Maria Braga Pinto	
Douglas Santos Silva	
Roberto Tetsuo Fujiyama	
DOI 10.22533/at.ed.8262109024	
CAPÍTULO 5	52
“FAILURE ANALYSIS OF A 3102 ALUMINUM TUBE OF AN AUTOMOTIVE AIR CONDITIONING CONDENSER”	
Miguel Angel Neri Flores	
DOI 10.22533/at.ed.8262109025	
SOBRE OS ORGANIZADORES	66
ÍNDICE REMISSIVO	67

CAPÍTULO 1

THICKNESS CONTROL OF COATINGS DEPOSITED BY CO₂ LASER FOR AERONAUTICAL TURBINE BLADES

Data de aceite: 04/02/2021

Data da submissão 21/12/2020

São José dos Campos – São Paulo
<http://lattes.cnpq.br/7483015871500229>

Jéssica Fernanda de Azevedo

Universidade Federal de São Paulo
Instituto de Estudos Avançados – IEAv – DCTA
São José dos Campos – São Paulo.
<http://lattes.cnpq.br/2515393970025489>

Viviane Teleginski Mazur

Universidade Tecnológica Federal do Paraná –
UTFPR
Guarapuava – Paraná.
<http://lattes.cnpq.br/5887272314414934>

Daniele Cristina Chagas

Institute for Advanced Studies – IEAv – DCTA
Instituto Tecnológico da Aeronáutica – ITA –
DCTA
São José dos Campos – São Paulo
<http://lattes.cnpq.br/4556090236121749>

Júlio César Gomes Santos

Universidade Federal de São Paulo
Instituto de Estudos Avançados – IEAv – DCTA
São José dos Campos – São Paulo.
<http://lattes.cnpq.br/4413803743891052>

Maurício Marlon Mazur

Universidade Tecnológica federal do Paraná –
UTFPR
Guarapuava - Paraná
<http://lattes.cnpq.br/2817765724557785>

Getúlio de Vasconcelos

Instituto de Estudos Avançados – IEAv – DCTA
Aeronautical Institute of Technology – ITA –
DCTA

ABSTRACT: Coatings are widely applied on the most diverse types of surfaces to obtain functional characteristics such as oxidation resistance, thermal resistance, wettability, corrosion resistance, electrical properties, etc. Thermal Barriers Coatings (TBC's) are widely used as a protective layer against oxidation at operating temperatures above 800 °C. The TBC's is composed of an outer ceramic layer, bonded to the substrate through the MCrAlY layer (where M = Co, Ni, Fe or combinations), which has a TGO (Thermal Grow Oxide) on its surface. The bond coat is used to promote a smooth transition of thermal expansion coefficients of the different materials. NiCrAlY bond-coat are indicated in the literature as being one of the main components of TBC's for the adhesion of ceramic coatings in industrial and aeronautical turbine blades. The objective of this work is to deposit layers of NiCrAlY in AISI 316L stainless steel, using CO₂ laser irradiation of a powder-bed. Different powder-bed thickness was used to evaluate the effect on the integrity of the irradiated coating. The thickness and quality of the coatings were evaluated by optical microscopy.

KEYWORDS: Turbine blades, TBC, NiCrAlY, laser deposition.

CONTROLE DE ESPESSURA DE REVESTIMENTOS DEPOSITADOS POR LASER DE CO₂ PARA PALHETAS DE TURBINAS AERONÁUTICAS

RESUMO: Revestimentos são amplamente aplicados sobre os mais diversificados tipos de superfície para se obter características funcionais como resistência à oxidação, resistência térmica, molhabilidade, resistência à corrosão, propriedades elétricas e etc. Os revestimentos de proteção térmica - Thermal Barriers Coatings (TBC's) são amplamente utilizados como uma camada protetora contra a oxidação em temperaturas de operação acima de 800 °C. Os TBC's contém uma camada externa de cerâmica que é ligada ao substrato por meio de uma camada MCrAlY (onde M = Co, Ni, Fe ou combinações), que possui em sua superfície uma camada de óxido crescido termicamente, o TGO (*Thermally Grow Oxide*). Revestimentos de ligação entre o substrato e a camada cerâmica são utilizados afim de promover uma transição suave dos diferentes coeficientes de dilatação de térmica dos materiais. Revestimentos de ligação a base de NiCrAlY são indicados na literatura como sendo um dos principais componentes dos TBC's para o crescimento e adesão de revestimentos cerâmicos em paletas de turbinas industriais e aeronáuticas. O objetivo deste trabalho é depositar camadas de NiCrAlY em uma liga de aço inoxidável AISI 316L, a partir da irradiação a laser de CO₂ de camadas pré-depositadas de pó. Diferentes espessuras pré-depositadas foram utilizadas para avaliar seu efeito na integridade dos revestimentos irradiados. A espessura e a qualidade dos revestimentos foram avaliadas por microscopia óptica.

PALAVRAS - CHAVE: Palhetas de turbina, TBC, NiCrAlY, deposição a laser.

1 | INTRODUÇÃO

Aeronautical turbine blades operate at elevated temperature and chemically aggressive environments. Thus, there is a demand for thermal and chemical protection. The thermal protection is usually obtained by the employment of ceramic coatings [1]. To ensure good adherence between the ceramic coating and the blade metallic substrate, a bond-coat (BC) is necessary, acting in the reduction of the thermal expansion coefficient mismatch of these materials, and at the same time, acts as a chemical barrier, protecting the underlying substrate from corrosion [1]. This protection is due to a thermally grown oxide formed upon its surface, mainly constituted by α -Al₂O₃. The BC is composed of a MCrAlY metallic alloy, where M = Ni, Co, Fe and/or its combinations [2].

Several techniques are used to produce TBC's including atmospheric plasma spray [3] and Yb laser irradiation [2,4]. The used technique can directly influence the morphology and microstructure of the coatings. The formation of defects at the surface such as porosity and micro cracks may be deleterious to the ceramic coating adhesion [5]. In processes that uses a powder-bed irradiated by laser, it is necessary to control of the powder thickness, in order to obtain homogeneous coatings [2].

The present investigation used pre-deposited powder-bed of NiCrAlY powder alloy, irradiated with a CO₂ laser beam. It has been analyzed how the weight of the powder-bed influences the resulting coating quality. The amount of powder required to form homogenous

NiCrAlY coatings on AISI 316L stainless steel was investigated.

2 | EXPERIMENTAL PROCEDURE

Laminated sheets of AISI 316L stainless steel were cut with dimensions of 25 x 25 x 3 mm, and it was employed as substrate material. Before all procedures, the substrate material was cleaned with acetone. The NiCrAlY powder bond-coat (BC) was provided by PRAXAIR-EUA, Fig. 1a, with average particle size of 42 μm , particle size distribution indicated in Fig. 1b and composition of: 31% of Cr, 11% of Al, 6.5% of Y and Ni as balance.

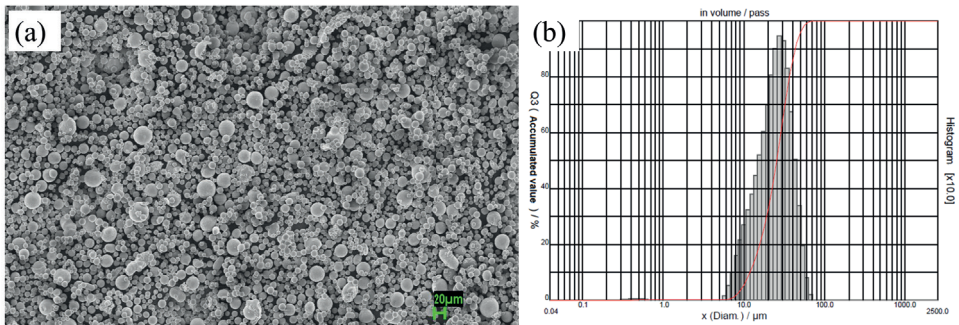


Figure 1: (a) Scanning electron microscopy of the NiCrAlY powder and (b) particle size distribution.

The pre-deposition of a BC layer was performed with a sedimentation technique, schematically showed in Figure 2a and Figure 2b. A suspension containing 175 ml of ethylic alcohol, 0.05 g of carboxyl-methyl-cellulose (CMC) and portions of BC powder that varied from 1 to 10 g. The suspension is prepared in a recipe and a mixer is driven to maintain the BC powder in suspension. After 2 minutes, the mixer is turned off and the sample is immerse. By sedimentation, a BC powder layer is pre-deposited. After the suspension settles, the retention valve is opened and the sample removed. With the alcohol evaporation, the sample is ready to the laser treatment, as shown in Fig 2c.

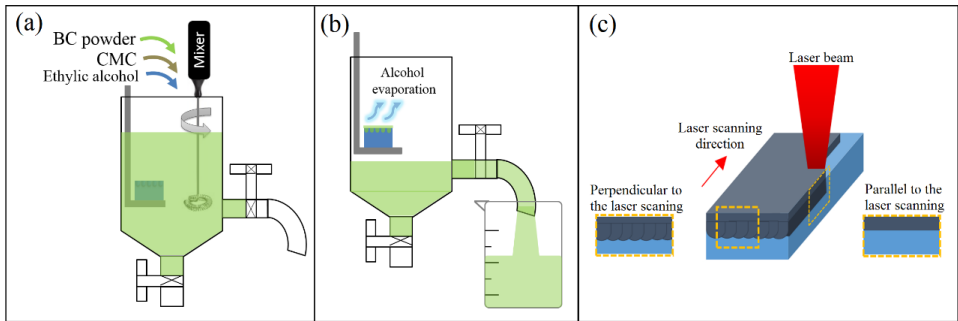


Figure 2: (a, b) The sedimentation process; (c) laser treatment and sample preparation.

A focalized 125 W CO₂ laser beam (Synrad Evolution 125) with diameter of 200 μm was employed to irradiate the samples with scanning speed of 100 mm.s⁻¹. The laser tracks overlapping was 75%. These laser parameters were established elsewhere [6]. The samples were sanded, polished with alumina and etched with aqua-regia reagent (20 mL HNO₃ + 20 mL HCl + 5 mL H₂O₂). To evaluate the coating thickness and quality an optical microscope (ZEISS - Model Imager.A2m) was used.

3 | RESULTS AND DISCUSSION

Figure 3a and b show parallel and perpendicular micrographs to the laser scanning direction, respectively. When the sample cut is parallel, the coating is more homogenous and linear, ideal to evaluation of thickness. The deposition conditions indicated a coating of approximately 42.2 μm. The perpendicular cut show relevant information regarding the overlapping of laser tracks and the different zones formed due to the laser treatment. Sidhu et al. [7] reported similar results. According to Verdi et al. [8], two distinct regions are generated, as indicated in Figure 3b. The first is the Melting Zone (MZ), constituted by columnar grains containing micro segregated elements on grain boundaries. The second is the Heat Affected Zone (HAZ), chemically more homogenous than the previous, due to laser re-heating during the formation of subsequent laser tracks [8].

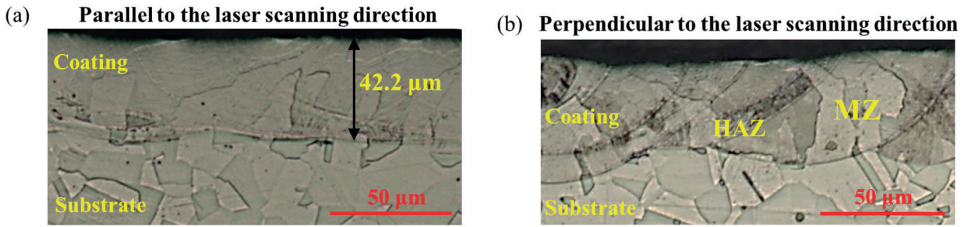


Figure 3. Optical microscopy images of the cross section of coatings grown on AISI 316L steel samples. (a) Region parallel to the trail with thickness indication and (b) perpendicular section with indication of the melting zones.

The coating thickness and quality after the laser irradiation was compared to the amount of BC powder used in the pre-deposition process. When the BC weight is less than 3 g, incomplete surface covering was observed, generating significant defects on the coating, as showed by the SEM micrography of Fig. 4a. By the other hand, if the weight exceeds 5 g, the coating do not adhere to the underling substrate.

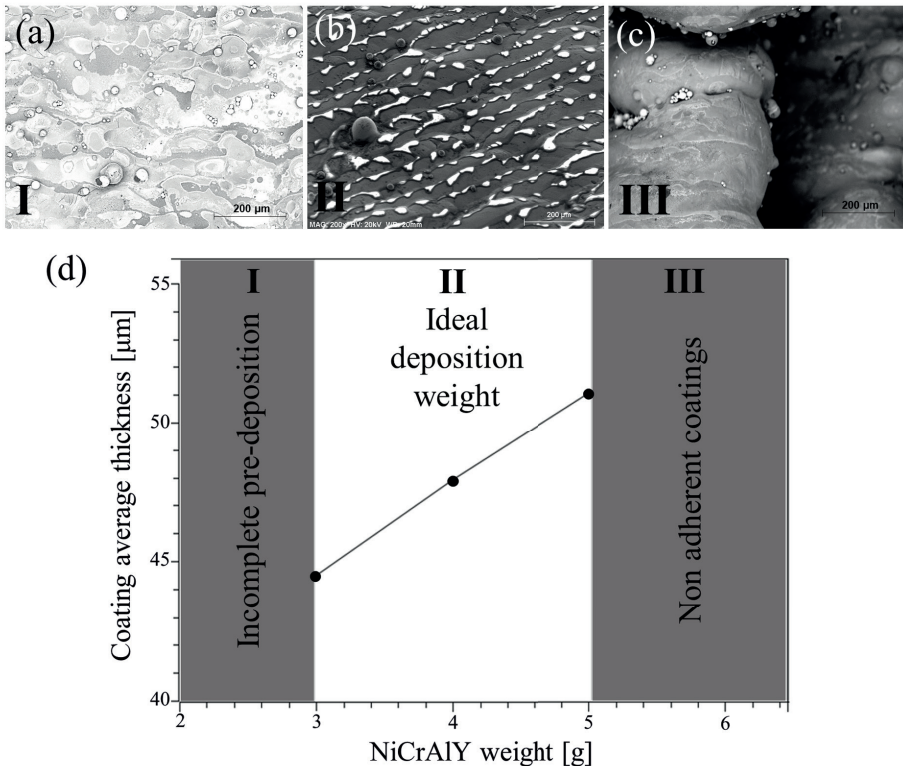


Figure 4. SEM image showing (a) condition I of incomplete deposition; (b) condition II of ideal deposition and (c) condition III of non-adherent coating. (d) Indication of the influence of the amount of BC on the formation of coatings after laser irradiation.

The laser interaction melts the BC powder and a small layer of the substrate, leading to a metallurgical bonding, as showed in Fig. 4b. But when the BC powder is too thick, the laser energy is not enough to promote adherence. Fig. 4c shows the irradiated coating, before cleaning the surface. After cleaning the coating is removed from the substrate surface. Measures of the coating thickness and BC powder weight are compared in Figure 4d. The higher is the weight of BC, the thicker is the resulting coating, until the limit of adherence is reached, i.e., 5 g.

4 | CONCLUSIONS

The BC powder weight used in the pre-deposition process directly influences the quality and thickness of the resulting coatings. Micrographs parallel to the laser scanning direction shows homogenous coating, while perpendicular micrographs exhibit the tracks overlapping, melted zones and heat-affected zones, generated during the laser treatment.

ACKNOWLEDGMENTS

The authors acknowledge CNPq (National Research Council), FAPESP (Research Foundation of the São Paulo State), and DEDALO Group of IEAv / DCTA.

REFERENCES

- [1] Brandl, W.; Marginean, G.; Maghet, D.; Utu, D. **Effects of specimen treatment and surface preparation on the isothermal oxidation behaviour of the HVOF-sprayed MCrAlY coatings**, Surf. Coat. Technol. 188–189. 2004.
- [2] Teleginski, V.; Chagas, D. C.; Santos, J. C. G.; Azevedo, J. F.; Oliveira, A. C. C.; Vasconcelos, G. **Yb: fiber laser surface texturing of stainless steel substrate, with MCrAlY deposition and CO₂ laser treatment**. Surf. Coat. Technol. 2014.
- [3] Reddy, M.; Prasad, C. D.; Patil, P.; Ramesh, M. R.; Rao, N. **Hot corrosion behavior of plasma-sprayed NiCrAlY/TiO₂ and NiCrAlY/Cr₂O₃/YSZ cermets coatings on alloy steel**. Surface and Interfaces. (2021).
- [4] Texier, D.; Copin, E.; Flores, A.; Lee, J.; Ternier, M. **High temperature oxidation of NiCrAlY coated Alloy 625 manufactured by selective laser melting**. Surf. Coat. Technol. (2020).
- [5] Park, J. H.; Kim, J. S.; Lee, K. H.; Song, Y. S.; Kang, M. C. **Effects of the laser treatment and thermal oxidation behavior of CoNiCrAlY/ZrO₂-8wt%Y₂O₃ thermal barrier coating**. Journal of Materials Processing Technology. 201 (2008) 331–335.
- [6] Teleginski, V.; Chagas, D. C.; Oliveira, L. G.; Vasconcelos, G. **Interface evaluation of MCrAlY powder bond coat on 316 SS processed with laser irradiation**. Mat. Sci. Forum, Ninth International Latin American Conference on Powder Technology, 2013, Article in press.

[7] Sidhu, B. S.; Puri, D.; Prakash, S. **Characterisations of plasma sprayed and laser remelted NiCrAlY bond coats and Ni₃Al coatings on boiler tube steels.** Mater. Sci. Eng. A368 (2004) 149–158.

[8] Verdi, D.; Múnez, C. J.; Sevillano, F.; Poza, P. **Laser surface alloying of Gr22 ferritic steel with Ni(Al): Effect of processing parameters on the microstructure and high temperature performance.** J. Mater. Process. Technol. 213 (2013) 1825– 1834.

CORRELATION BETWEEN THE TOPOGRAPHY OF THE TOOL'S WORN SURFACE AND THE RESULTING WORKPIECE ROUGHNESS IN THE MILLING PROCESS OF THE INCONEL 718

Data de aceite: 04/02/2021

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Federal University of Uberlandia, School of
Mechanical Engineering
Uberlândia, MG
<https://orcid.org/0000-0003-2777-4500>

André Rezende de Figueiredo Oliveira

Federal University of Uberlandia, School of
Mechanical Engineering
Uberlândia, MG
<http://lattes.cnpq.br/5032146861513670>

Álisson Rocha Machado

Graduate Program in Mechanical Engineering,
Pontifícia Universidade Católica do Paraná –
PUC-PR
Curitiba, PR
<https://orcid.org/0000-0002-5388-2954>

ABSTRACT: Topographic characterization techniques are widely used for functional control of surface wear. The use of scanning electron microscopy (SEM) provides high-resolution images compared to optical systems that use the interaction of the visible light with the sample surface, that optimizes topographic characterization calculations. This work uses SEM in conjunction with image processing techniques to evaluate and correlate the topography from the wear scars at the rake face of cemented carbide tools and the resulting surface topography of an Inconel 718 workpiece in the face milling process. To study the influence of tool wear, tools

with different flank wear levels (from 0.1 to 0.4 mm) artificially generated by electric discharge machining (EDM) were used. The trials were carried out under finishing, moderate and rough machining conditions, and under dry, flood and minimum lubrication (MQL) conditions. Images acquired by SEM (using secondary electrons) of the worn rake face of the cutting tools were used for calculating the topographic parameters. The results show that the topography of the wear marks on the cutting tool is related to the results of the topography of the workpieces. This innovative approach suggests that if tool wear mechanisms can be characterized by its roughness parameters, these results could be used to model the resulting roughness at the workpiece, with the reciprocal being also true.

KEYWORDS: Surface topography, Cutting forces, Tool wear, Inconel 718.

1 | INTRODUCTION

According to Popper¹, although phenomenologically correlations do not necessarily translate into causality, knowing the interactions between variables it is a good start for a deeper understanding of the studied phenomenon. In the machining tribosystem, those interactions are especially complex even among the other manufacturing process, as almost all variables are interdependent, leading to chaotic interactions.

The tool wear is one of the key indicators of a system machinability ². This variable can

be measured by many methods such as interferometry ³, optical microscopy ⁴, scanning electron microscopy ⁵, and monitored using many techniques such as acoustic emission ⁶, vibration ⁷, electric power consumption ⁸. The wide variety of techniques employed in the study of this phenomenon is not only the proof its complexity but also of the scientific community many doubts and little certainties about the tribological mechanisms existing in the chip-tool interface.

If analyzed properly the tool wear mechanism is like the fossil register of a machining process, and according to Astakhov ⁹ can be directly correlated to variables such as cutting forces and temperature, machining parameters and chemical affinity of the tool and workpiece material. The tool wear standards for continuous ¹⁰ and interrupted ¹¹ quantify the wear mostly as a measurement of its dimensions such as the average flank wear (VB_B), maximum flank wear (VB_{Bmax}), crater wear (KT) and notch wear (VN) as main indicators. However, the analysis of the tool wear mechanism in both continuous ¹² and interrupted ¹³ at lower ¹⁴ or higher ¹⁵ material removal rates is usually qualitative, using microscopy techniques. Although the main patterns of each wear mechanism are well known, this type of analysis leaves room for dubious interpretations and is not compatible with the scientific rigour required today for process modelling.

This paper aims at a new approach to correlate surface texture parameters at the rake face of a tool used in the milling process of Inconel 718 at different average flank wear values with the surface roughness parameters of the machined surface. This quantitative approach to the surface texture of the worn rake face of the tool leads to considerable high correlation with the roughness profile of the machined workpiece and with the cutting forces. This result demonstrates that even in a highly chaotic system such as the cutting interface if the right surface characterization parameters were chosen, correlations between the topographic characteristics of the surface could be drawn. The results also open the possibility to be the basis of new mathematical models for a more complete simulation of the surfaces interactions and resulting profiles in the machining process.

2 | EXPERIMENTAL METHODS AND MATERIALS

2.1 Workpiece Material

In this study was used as workpiece of Inconel 718 manufactured by Villares Metals S.A., under the trade name VAT718A[®], with the chemical composition shown in Table 1. The Inconel was in the aged condition, having its microstructure shown in Figure 1. Figure 1a illustrates the presence of twinned grain boundaries as well as a highly oriented precipitated carbide formation. Those precipitates had his elemental composition evaluated using scanning electron microscopy and backscattered electrons (SEM-BSE) maps, as shown in Figure 1b. The precipitates are mostly composed of niobium, being probably being high hardness niobium carbides, as reported by Favero Filho, Da Silva *et al.* ⁵.

Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	C	Co
52,90	18,48	18,88	5,11	2,94	0,98	0,54	0,032	0,04

Table 1. Chemical composition of the Inconel 718 (% Weight).

The mechanical properties of the material were illustrated in Figure 2, with the yield and ultimate tensile strength provided by the manufacturer and the hardness of the material measured by the authors using a Vickers hardness indentation. The material bulk hardness was measured under a 100 kgf load, and the separated hardness of the matrix and the precipitated carbides under 0.5 kgf load. The matrix hardness was around 18% higher than the bulk hardness, as the microhardness have more influence in the surface oxide layer ¹⁶. The niobium precipitate presented around two times the hardness of the bulk material and it is one of the factors that contribute to the low machinability of the material.

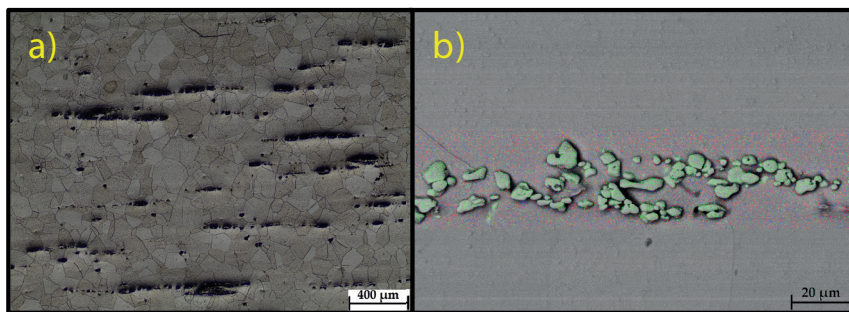


Figure 1 – (a) Optical microscopy of the microstructure of the Inconel 718 (etched with Kallings 2). (b) SEM-BSE maps using backscattered electrons of the precipitated carbides, with green for niobium, blue for chromium and red for nickel.

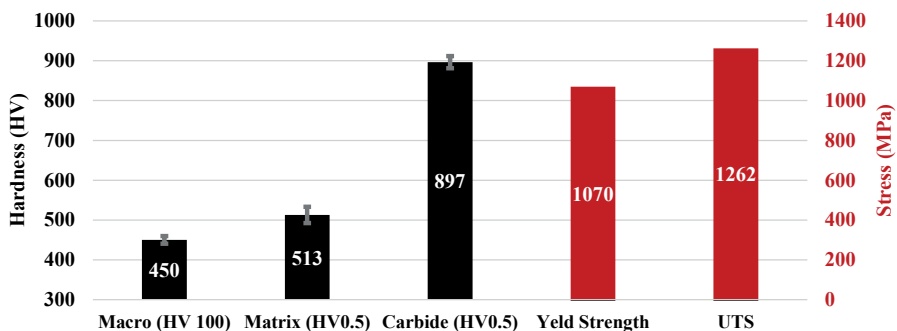


Figure 2 – Mechanical properties of the Inconel 718.

2.2 Cutting tool

For the machining tests was used a Sandvick class “S15” (GC 1030) cemented carbide tool (WC-Co), model: 490R-140408M-PM 1030. The inserts were coated using physical vapour deposition (PVD) with TiAlN and TiN PVD. The inserts were placed on a Sandvick® Coromill 490 cutter body with capacity for 5 inserts and a diameter of 63 mm but only one insert was used in each trial. The tool flank wear (VBB) was artificially manufactured via electrical discharge machining, with the tool used on a negative polarity under 110 V, 40 A and pulse time of 100 μ s. The tool was classified under 4 conditions as shown in the Table 2, new (no wear), type A (VBB = 0.40 ± 0.15 mm), type B (VBB = 0.70 ± 0.10 mm), type C (VBB = 1.00 ± 0.10 mm) and type D (VBB = 1.40 ± 0.150 mm).







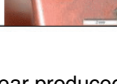
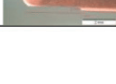
Wear type	VB _B (mm)	Main cutting edge	Rake face
Wear Type A	0.40 ± 0.15		
Wear Type B	0.70 ± 0.10		
Wear Type C	$1,00 \pm 0.10$		
Wear Type D	1.40 ± 0.15		

Table 2. Classification of wear produced by EDM.

2.3 Machining Tests

The machining tests were performed on a Bridgeport Discovery® 760 CNC 3-axis machining center, manufactured by ROMI, with a resolution on the x, y and z axes of 1 μ m. The machining center was adapted as an open tribometer, in a similar configuration of that used by Silva, Ruzzi *et al.*¹⁷. Before each trial, the workpiece was pre-machined to and Rz = 2.515 ± 0.220 μ m, ensuring a similar tribosystem for each repetition. The evaluated machining parameters were shown in Table 3, being classified under the finish, moderate and rough cutting conditions, for a constant cutting length of 40 mm. Each condition was performed under dry, MQL (6 bar and 50 ml/h) and flood (2.4 l/min) conditions. To ensure reproducibility were made two repetitions for each condition.

Condition	Vc (m/min)	f (mm/rev)	ap (mm)
Finish	70.0	0.10	0.25
Moderate	40.0	0.15	0.40
Rough	35.0	0.20	0.60

Table 3. Machining parameters.

2.4 Roughness parameters

After the machining trials the tools were cleaned using Nital 5% for 1 hour, and the surface texture of the worn regions were measured via scanning electron microscopy using secondary electrons (SEM-SE) in a TM3000 scanning electron microscope manufactured by Hitachi, as illustrated in Figure 3. For each tool three regions with $200 \times 200 \mu\text{m}^2$ of the rake face were taken, as the wear was mainly concentrated in this region of the tool, as illustrated in Figure 3b. This SEM-SE image were then plotted in 3D using the software MountainsMap[®], using the SEM image reconstruction module, as illustrated in Figure 3c,d,e. The roughness of the machined surface was measured using a Surtronic S-100 portable surface finish & roughness measurement tester, manufactured by Taylor Hobson. To ensure reproducibility three measurements with 9.6 mm of length (Figure 4) were made for each trial.

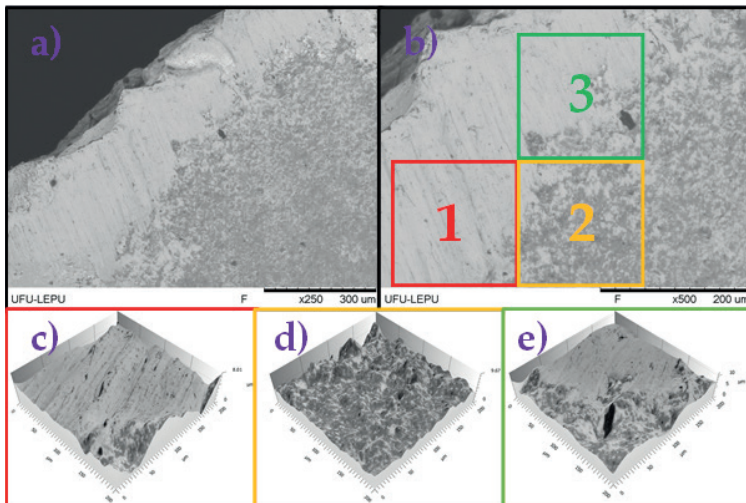


Figure 3. Creation of a 3D profile from the SEM-SE images. (a) SEM-SE image of the rake face wear; (b) Rake face wear at higher magnification and the indication of the regions transformed in 3D profiles. (c) 3D profile of the region 1; (d) 3D profile of the region 2; (e) 3D profile of the region 3.

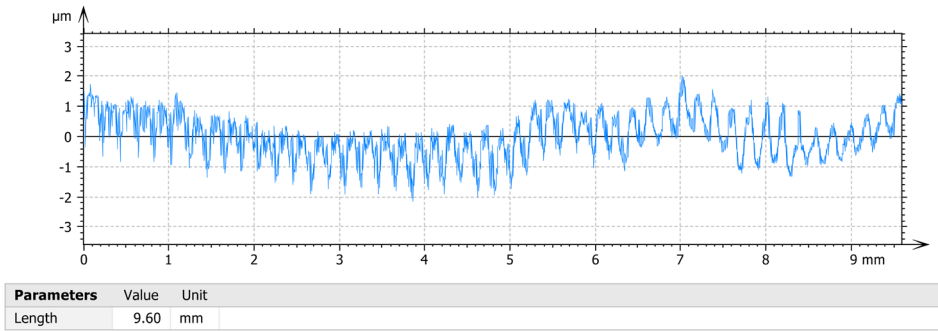


Figure 4. Example of a roughness profile from the workpiece after dry rough machining using a wear type A tool.

The surface texture of the tool rake surface was evaluated according to the ISO 25178 ¹⁸, and divided in amplitude, functional, spatial, hybrid, functional (volume), feature and functional (stratified surfaces) parameters, as detailed in Table 4. The roughness of the machined workpiece was evaluated according to ISO 4287 ¹⁹ in amplitude, material ratio, spacing and peak parameters, and detailed in Table 5.

Category	Parameter	Name	Description
Height	Sq (μm)	Root mean square	Standard deviation of the heights distance from the mean plane.
	Ssk	Skewness	Symmetry of the distribution.
	Sku	Kurtosis	Sharpness of the distribution.
	Sp (μm)	Maximum peak	Maximum value from the mean plane of the surface.
	Sv (μm)	Maximum valley	Minimum value from the mean plane of the surface.
	Sz (μm)	Maximum height	Distance between maximum and minimum height
	Sa (μm)	Arithmetical mean	Mean of the heights distance from the mean plane.
Functional	Smr (%)	Area material ratio	Percentage of cross-sectional area of the surface at a determined high.
	Smc (μm)	Inverse area material ratio	The high that gives a determined material ratio.
	Sxp (μm)	Peak extreme height	Difference of heights at the area material ratio values p% and q%.
Spatial	Sal (μm)	Auto-correlation length	Horizontal distance in the direction
	Str	Texture aspect ratio	Uuniformity of the surface texture
	Std ($^\circ$)	Texture direction	Angle which the angular spectrum is the largest.
Hybrid	Sdq	Root mean square gradient	Root mean square of slopes at all points.
	Sdr (%)	Developed interfacial area ratio	Ratio between the area's additional surface added by the texture and the planar definition area.
Functional (Volume)	Vm ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	Material volume	Volume of material per unit of area between a material ratio of 0% to p%.
	Vv ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	Void volume	Volume of space per unit of area between a material ratio of 0% to p%.
	Vmp ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	Peak material volume	Volume of material at a material ratio p%.
	Vmc ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	Core void volume	Represents the difference between the void volume at a material ratio p% and q%.
	Vvc ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	Core material volume	Represents the difference between the material volume at a material ratio p% and q%.
	Vvv ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	Dale void volume	Represents the void volume of dale at an area material ratio p%.
Feature	Spd ($1/\mu\text{m}^2$)	Density of peaks	Number of peaks per unit of area.
	Spc ($1/\mu\text{m}$)	Aritimetic mean peak curvature	Arithmetic mean of the curvature of the peaks.
Functional (Stratified Surfaces)	Sk (μm)	Core roughness depth	Difference of heights at material ratio values 0% and 100% on the equivalent line.
	Spk (μm)	Reduced peak height	Mean height of peaks above the core surface
	Svk (μm)	Reduced valley depth	Mean depth of valleys below the core surface
	Smr1 (%)	Peak material portion	Percentage of surface at the intersection of the core surface and the peak height.
	Smr2 (%)	Valley material portion	Percentage of surface at the intersection of the core surface and the valley height.

Table 5. Surface roughness parameters of the workpiece according to ISO 4287 ¹⁹.

Categorie	Parameter	Name	Description
Amplitude	Rp (μm)	Maximum peak height	Maximum height of the profile above the mean line.
	Rv (μm)	Maximum valley height	Maximum depth of the profile above the mean line.
	Rz (μm)	Ten-point height	Difference in high between the average of the five highest peaks and five lowest valleys.
	Rc (μm)	Mean height of profile	Average values of the distance between the peaks and neighbouring valleys.
	Rt (μm)	Maximum profile height	Vertical distance between the highest peak and lowest valley.
	Ra (μm)	Arithmetic average height	Arithmetic average of the profile.
	Rq (μm)	Root mean square roughness	Standard deviation of the surface heights.
	Rsk	Skewness	Profile symmetry.
	Rku	Kurtosis	Profile sharpness.
Material Ratio	Rmr (%)	Length ratio	Ratio between the length of the profile elements in relation to a material ratio c%.
	Rdc (μm)	Profile section height difference	Height difference in section height, matching the two material ratios c% and q%.
Spacing	RSm (mm)	Mean width	Mean of the length of profile elements,
	Rdq (°)	Root mean square slope	Root mean square for the local slope within the sampling length.
Peak	RPc (1/mm)	Peak count	Number of roughness profile peaks per unit of length.

To evaluate the correlations is proposed the representation shown in Table 6. The average values of artificially manufactured tool wear (Table 4) will be correlated using the Pearson index with the roughness parameters of the workpiece (Table 5), in a similar way that was proposed by Da Silva, Da Silva *et al.*²⁰. The direct correlations will have the corresponding cell coloured in green and the inverse correlation in red. The color palette will be directly related to the strength of the correlation, with deeper and lighter colors meaning correlations closer to, respectively, 100% and 0%. The overall percentual correlation of a parameter class will also be presented in a cell at the opposing side of the table.

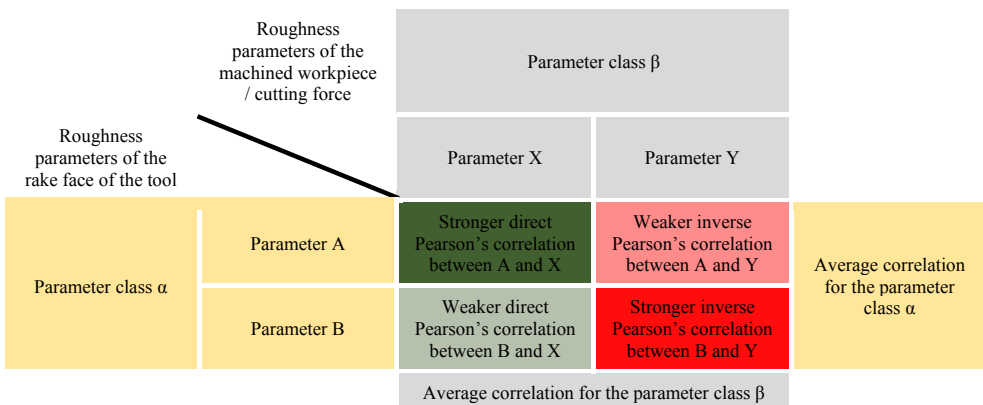


Table 6. Example of how the correlations will be presented for the average values of each input variable.

3 | RESULTS AND DISCUSSION

3.1 Correlations in relation to the tool wear condition

Table 7 presents the correlations between the amplitude parameters of the machined surface (Figure 4) and the roughness parameters of the rake face of the tool (Figure 3) in relation to the average values for each of the different tool wear conditions (Table 2). In general, the workpiece amplitude surface roughness parameters resulted in above 70% correlations with the worn tool roughness parameters. This relatively high correlation can be explained by the influence of the main cutting-edge wear on the stresses and strains at the cutting interface, as similarly reported by Musfirah, Ghani *et al.* ²¹. An even greater discrepancy was found between the roughness of the rake face of the tool with the average correlation of the *Rsk* and *Rku* (52.5%) and the other amplitude parameters (77.5%).

The amplitude parameters of the workpiece and height parameters of the tool presented an overall 72% correlation, with most parameters presenting above 90% correlation except for the skewness and kurtosis of each surface. These results indicate that parameters more focused on the actual height of peaks and valleys are more suited for modelling the relations between the wear at the rake face of the tool and the workpiece surface roughness than the third (skewness) and fourth (kurtosis) central moments of the distribution, with are more related with the dispersion of the profile amplitude.

In general, the spatial and functional (stratified surfaces) were the only tool wear surface roughness parameters with lower than 70% correlation with the amplitude of the workpiece profile. This can be explained by the fact that the wear at the main cutting edge is directly related with the contact pressures at the cutting interface ²² increasing the region in with the real contact area is equal to the apparent. As the spatial parameters are related with the texture direction and the functional (stratified surfaces) with the bearing area and increasing real contact area will make the differences regarding these classes of parameters irrelevant in relation to the material flow.

The highest correlations (above 80%) were found for the hybrid and functional volume classes of surface roughness parameters for worn rake face of the tool. As the increased tool wear at the main cutting-edge has a known relation with higher cutting pressures ²², and increase in the volume of the wear patterns of the tool was already expected to be related with an increased amplitude of the roughness profile at the workpiece. As the hybrid parameters are correlated with the uniformity of the workpiece, the higher contact pressured and overall harsher cutting conditions caused by the increased tool wear (Table 2) lead to more non-uniform wear of the rake surface, with can cause unbalance in the chip formation and consequently higher amplitude of the roughness profile at the workpiece.

ISO 25178		Amplitude									
		Parameter	Rp (µm)	Rv (µm)	Rz (µm)	Rc (µm)	Rt (µm)	Ra (µm)	Rq (µm)	Rsk	Rku
Height	Sq (µm)	96.5%	90.6%	96.5%	92.9%	87.5%	97.3%	97.3%	-51.4%	37.8%	72.0%
	Ssk	34.6%	-19.5%	1.6%	-19.1%	-18.3%	21.5%	15.3%	68.8%	-71.9%	
	Sku	-78.1%	-52.9%	-65.1%	-57.1%	-55.7%	-69.9%	-67.9%	14.1%	5.1%	
	Sp (µm)	96.2%	93.5%	98.2%	95.1%	90.4%	97.9%	98.3%	-56.2%	44.2%	
	Sv (µm)	95.7%	93.8%	98.2%	95.4%	90.1%	98.0%	98.4%	-56.4%	44.8%	
	Sz (µm)	96.0%	93.7%	98.2%	95.3%	90.3%	98.0%	98.4%	-56.3%	44.5%	
Functional	Sa (µm)	96.8%	89.8%	96.1%	92.1%	86.9%	97.3%	97.2%	-49.9%	36.2%	73.4%
	Smr (%)	-25.6%	-58.3%	-47.4%	-54.1%	-69.4%	-27.6%	-34.3%	81.1%	-81.9%	
	Smc (µm)	96.8%	89.0%	95.6%	91.4%	86.5%	96.8%	96.6%	-49.1%	35.0%	
Spatial	Sxp (µm)	91.5%	93.5%	96.3%	96.2%	89.1%	94.8%	95.5%	-60.6%	47.1%	55.2%
	Sal (µm)	66.1%	30.5%	46.0%	33.1%	19.2%	65.0%	59.3%	28.0%	-33.6%	
	Str	-65.9%	-94.2%	-86.4%	-95.2%	-90.8%	-74.9%	-78.9%	88.8%	-80.4%	
Hybrid	Std (°)	-25.2%	-41.6%	-36.6%	-38.6%	-55.4%	-21.3%	-26.2%	56.7%	-53.5%	84.3%
	Sdq	77.8%	92.0%	89.9%	93.7%	94.6%	79.7%	82.9%	-79.2%	65.3%	
Functional (Volume)	Sdr (%)	75.7%	92.9%	89.6%	93.7%	96.1%	78.1%	81.9%	-82.9%	71.0%	82.1%
	Vm (µm³/µm²)	99.1%	87.1%	95.3%	88.6%	84.2%	98.7%	98.0%	-42.1%	30.4%	
	Vv (µm³/µm²)	96.9%	89.0%	95.6%	91.4%	86.4%	96.9%	96.7%	-48.8%	34.8%	
	Vmp (µm³/µm²)	99.1%	87.1%	95.3%	88.6%	84.2%	98.7%	98.0%	-42.1%	30.4%	
	Vmc (µm³/µm²)	95.5%	90.3%	95.9%	93.0%	87.4%	96.3%	96.3%	-52.5%	38.0%	
	Vvc (µm³/µm²)	97.0%	88.2%	95.2%	90.6%	85.8%	96.7%	96.4%	-47.5%	33.4%	
Feature	Vvv (µm³/µm²)	92.1%	94.4%	97.1%	96.6%	89.9%	95.6%	96.4%	-61.1%	48.6%	76.8%
	Spd (1/µm²)	-83.5%	-74.5%	-81.0%	-79.3%	-64.9%	-86.9%	-85.1%	32.8%	-17.9%	
Functional (Stratified Surfaces)	Spc (1/µm)	-84.7%	-95.1%	-94.6%	-92.2%	-91.7%	-91.0%	-93.2%	67.0%	-67.1%	62.0%
	Sk (µm)	66.2%	83.6%	79.9%	86.4%	87.5%	67.5%	71.1%	-79.5%	63.1%	
	Spk (µm)	63.5%	81.4%	77.3%	86.4%	81.7%	66.5%	69.4%	-76.7%	56.8%	
	Svk (µm)	88.3%	98.1%	98.0%	97.5%	99.1%	91.0%	93.8%	-74.8%	66.7%	
	Smr1 (%)	-23.3%	-44.7%	-37.8%	-40.5%	-58.2%	-21.0%	-26.6%	62.8%	-62.7%	
Smr2 (%)	20.0%	31.5%	28.1%	37.2%	39.8%	15.8%	18.6%	-46.3%	25.4%	72.0%	

Table 7. Correlation between the rake face of the worn tool roughness parameters according to ISO 25178 and the workpiece amplitude surface roughness parameters according to ISO 4287 in relation to the average values for tool wear condition.

The feature parameters of the rake face of the tool resulted in inverse correlation with the amplitude of the roughness profile at the workpiece as the tool wear increases. The inverse correlation between the number of peaks per area (Spd) and peak curvature (Spc) at the rake face with the roughness of the workpiece can be explained by the higher contact pressured in the cutting interface, with probably levelled the peaks reducing its number per area and curvature. In relation to the functional parameters only the (Smr) resulted in a poor correlation with the amplitude of the roughness profile at the workpiece (53.3%), as it describes the bearing area at the rake face, with has lower significance at higher contact pressures, leading to a poor correlation with the workpiece roughness as the tool wear increases.

ISO 25178	ISO 4287	Material Ratio		Spacing		Peak	
	Parameter	Rmr (%)	Rdc (μm)	RSm (mm)	Rdq ($^\circ$)	RPc (1/mm)	
Height	Sq (μm)	-95.8%	96.8%	41.4%	97.8%	-39.9%	66.1%
	Ssk	-32.6%	27.7%	-72.3%	0.3%	73.0%	
	Sku	81.2%	-71.2%	-9.5%	-65.7%	4.9%	
	Sp (μm)	-95.6%	96.8%	43.2%	99.1%	-41.8%	
	Sv (μm)	-94.7%	97.0%	44.5%	99.3%	-43.4%	
	Sz (μm)	-95.2%	96.9%	43.9%	99.3%	-42.6%	
Functional	Sa (μm)	-96.2%	96.8%	39.8%	97.4%	-38.2%	61.2%
	Smr (%)	37.7%	-18.8%	-34.3%	-41.8%	27.5%	
	Smc (μm)	-96.4%	96.3%	38.9%	96.8%	-37.1%	
Spatial	Sxp (μm)	-90.1%	93.7%	55.2%	98.4%	-54.3%	45.0%
	Sal (μm)	-55.4%	71.5%	-11.5%	49.8%	6.7%	
	Str	66.5%	-70.4%	-78.3%	-87.9%	77.5%	
Hybrid	Std ($^\circ$)	38.7%	-14.1%	-12.6%	-30.7%	4.2%	71.9%
	Sdq	-83.1%	75.3%	59.8%	89.6%	-55.2%	
Functional (Volume)	Sdr (%)	-81.5%	73.0%	58.9%	88.6%	-54.2%	73.0%
	Vm ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	-98.0%	98.7%	28.8%	96.0%	-27.5%	
	Vv ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	-96.5%	96.4%	38.6%	96.8%	-36.8%	
	Vmp ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	-98.0%	98.7%	28.8%	96.0%	-27.5%	
	Vmc ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	-95.0%	95.7%	44.0%	97.4%	-42.3%	
	Vvc ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	-96.8%	96.3%	37.0%	96.3%	-35.1%	
Feature	Vvv ($\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$)	-90.6%	94.4%	53.6%	99.0%	-52.9%	69.1%
	Spd ($1/\mu\text{m}^2$)	77.0%	-89.3%	-48.2%	-85.9%	50.3%	
Functional (Stratified Surfaces)	Spc ($1/\mu\text{m}$)	83.9%	-87.7%	-37.5%	-93.3%	37.6%	53.3%
	Sk (μm)	-72.8%	62.8%	65.3%	80.0%	-59.9%	
	Spk (μm)	-67.2%	63.1%	78.6%	79.9%	-74.8%	
	Svk (μm)	-91.7%	86.9%	46.2%	96.6%	-43.0%	
	Smr1 (%)	36.6%	-13.1%	-14.2%	-31.4%	6.2%	
Smr2 (%)	-29.4%	12.5%	49.2%	28.9%	-41.9%		
		76.2%		61%		40.6%	

Table 8. Correlation between the rake face of the worn tool roughness parameters according to ISO 25178 and the workpiece amplitude surface roughness parameters according to ISO 4287 in relation to the average values for each tool wear condition.

As shown in Table 8, in general, only the material ratio parameters of the workpiece surface resulted in overall good correlations with the roughness of the worn rake surface of the tool. In a similar way, only the functional (volume) and hybrid parameters of the rake surface resulted in good correlation with the surface roughness of the workpiece. The generally inverse correlation between the *Rmr* of the workpiece and the roughness parameters of the rake face can be explained by the fact that the higher the cutting pressure caused by the increasing tool wear at the main cutting-edge also increasing the wear at the rake face. This higher wear results in a more unstable chip flow and leads to poorer roughness at the machined surface, what in turn leads to lower material ratio at $c = 1 \mu\text{m}$ under the highest peak, as the plastic deformation is favoured in relation to the pure shearing process. The *Rdc* behaves inversely as it is more correlated with the bulk of the profile (height difference between 20% and 80% of material ratios).

The Rdq parameter of the spacing class also resulted in relatively good correlations with the roughness of the rake face of the tool as the tool wear increases, (79.3%), indicating that the changes in the slope of the workpiece roughness profile are directly correlated with the increased wear at the rake face. In a similar way of the results found for the amplitude parameters (Table 7) of the workpiece roughness profile, the hybrid and functional volume parameters of the worn rake face also resulted in the better correlations as the wear at the main cutting edge increases.

4 | CONCLUSIONS

In this paper was discussed a novel approach to correlate the roughness parameters of the worn rake face of cemented carbide cutting tools with the resulting surface roughness of the workpiece, under different cutting atmospheres, machining parameters and tool wears (VBB). The following conclusions could be drawn in relation to the correlations:

- In relation to the input variables the overall highest correlations between the rake face and workpiece roughness were found for the average values for the cutting parameters.
- The best class of parameter for modelling the roughness of the workpiece was the Functional (volume) of the roughness at the worn surface of the tool, as it averaged more than 80% correlation between the input variables with no average lower than 70%.
- The best class of parameter for modelling the roughness at the worn surface of the tool was the amplitude parameter of the workpiece surface roughness.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors are grateful to the Brazilian research agencies CNPq, FAPEMIG and Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Finance Code 001 financial support. The authors are also grateful for Pontifícia Universidade Católica do Paraná – PUCPR do Brazil and the Federal University of Uberlândia for the technical support.

REFERENCES

1 POPPER, K. Philosophy of science. **British Philosophy in the Mid-Century (ed. CA Mace)**. London: George Allen and Unwin, 1957.

2 MACHADO, Á. R.; DINIZ, A. E. Tool wear analysis in the machining of hardened steels. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 92, n. 9, p. 4095-4109, 2017/10/01 2017. ISSN 1433-3015. Disponível em: < <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0455-2> >.

- 3 DEVILLEZ, A.; LESKO, S.; MOZER, W. Cutting tool crater wear measurement with white light interferometry. **Wear**, v. 256, n. 1, p. 56-65, 2004/01/01/ 2004. ISSN 0043-1648. Disponível em: < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164803003843> >.
- 4 DA SILVA, L. et al. Critical assessment of compacted graphite cast iron machinability in the milling process. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 56, p. 63-74, 2020. ISSN 1526-6125.
- 5 FAVERO FILHO, A. et al. Influence of milling direction in the machinability of Inconel 718 with submicron grain cemented carbide tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 105, n. 1-4, p. 1343-1355, 2019. ISSN 0268-3768.
- 6 DOLINŠEK, S.; KOPAČ, J. Acoustic emission signals for tool wear identification. **Wear**, v. 225-229, p. 295-303, 1999/04/01/ 1999. ISSN 0043-1648. Disponível em: < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164898003639> >.
- 7 BONIFACIO, M. E. R.; DINIZ, A. E. Correlating tool wear, tool life, surface roughness and tool vibration in finish turning with coated carbide tools. **Wear**, v. 173, n. 1, p. 137-144, 1994/04/01/ 1994. ISSN 0043-1648. Disponível em: < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0043164894902666> >.
- 8 DA SILVA, L. R. R. et al. Tool Wear Monitoring in Drilling of High Strength CGIs. **ImechE – Part B Journal of Engineering Manufacture**, 2020.
- 9 ASTAKHOV, V. P. **Tribology of metal cutting**. Elsevier, 2006. ISBN 0080466850.
- 10 ISO-3685. Tool-life testing with single-point turning tools. 1993.
- 11 ISO-8688. **Tool life testing in milling** 1989.
- 12 CHOU, Y. K.; EVANS, C. J. Tool wear mechanism in continuous cutting of hardened tool steels. **Wear**, v. 212, n. 1, p. 59-65, 1997/11/30/ 1997. ISSN 0043-1648. Disponível em: < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164897001397> >.
- 13 SAYIT, E.; ASLANTAS, K.; ÇIÇEK, A. Tool wear mechanism in interrupted cutting conditions. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 24, n. 4, p. 476-483, 2009. ISSN 1042-6914.
- 14 DOS SANTOS, A. G.; DA SILVA, M. B.; JACKSON, M. J. Tungsten carbide micro-tool wear when micro milling UNS S32205 duplex stainless steel. **Wear**, v. 414-415, p. 109-117, 2018/11/15/ 2018. ISSN 0043-1648. Disponível em: < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S004316481730580X> >.
- 15 CARVALHO, D. O. A. et al. Performance evaluation of vegetable-based cutting fluids in turning of AISI 1050 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-17, 2019. ISSN 0268-3768.
- 16 YOVANOVICH, M. Micro and Macro Hardness Measurements, Correlations, and Contact Models. **Collection of Technical Papers - 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting**, v. 16, 01/09 2006.
- 17 SILVA, L. R. R. et al. Analysis of the coefficient of friction at the workpiece-tool interface in milling of high strength compacted graphite cast irons. **Wear**, v. 426-427, n. April, p. 1646-1657, 2019 2019. ISSN 00431648.

18 ISO, I. 25178-2: 2012—Geometrical Product Specifications (GPS)—Surface Texture: Areal—Part 2: Terms, Definitions and Surface Texture Parameters. **International Standards Organization: Geneva, Switzerland**, 2012.

19 ISO, E. 4287—Geometrical Product Specifications (GPS)—Surface Texture: Profile Method—Terms, Definitions and Surface Texture Parameters. **International Organization for Standardization: Geneva, Switzerland**, 1997.

20 DA SILVA, A. E. et al. Relationship between mechanical and metallurgical properties with machinability when drilling high-strength cast irons. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 106, n. 7-8, p. 3389-3407, 2020. ISSN 0268-3768.

21 MUSFIRAH, A. H.; GHANI, J. A.; HARON, C. H. C. Tool wear and surface integrity of inconel 718 in dry and cryogenic coolant at high cutting speed. **Wear**, v. 376-377, p. 125-133, 2017/04/15/ 2017. ISSN 0043-1648. Disponível em: < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164817301060> >.

22 HADDAG, B.; NOUARI, M. Tool wear and heat transfer analyses in dry machining based on multi-steps numerical modelling and experimental validation. **Wear**, v. 302, n. 1, p. 1158-1170, 2013/04/01/ 2013. ISSN 0043-1648. Disponível em: < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164813000483> >.

LEVANTAMENTO DOS COEFICIENTES DA EQUAÇÃO DE TAYLOR PARA FORÇA DE USINAGEM EM TORNEAMENTO DE INCONEL COM PCBN

Data de aceite: 04/02/2021

Leonardo Rosa Ribeiro da Silva

Federal University of Uberlandia, School of
Mechanical Engineering
Uberlândia, MG
<https://orcid.org/0000-0003-2777-4500>

Felipe dos Anjos Rodrigues Campos

Federal University of Uberlandia, School of
Mechanical Engineering
Uberlândia, MG
<http://lattes.cnpq.br/2028604721240846>

RESUMO: Embora ainda sejam estudados de forma majoritariamente empírica, existem várias tentativas de modelagem dos processos de usinagem, de forma que o uso da Equação de Taylor seja a forma mais utilizada. Embora essa equação relacione a vida da ferramenta às condições de corte, ela pode ser adaptada para representar a força de corte durante o torneamento. Neste trabalho, foi levantada a curva que modela a força durante o torneamento da liga Inconel 718 com ferramentas de PCD em diferentes condições de lubrificação, de corte e desgaste da ferramenta. Os coeficientes da Equação de Taylor adaptada foram determinados ao resolver um problema de otimização pelo Método dos Mínimos Quadrados utilizando métodos clássicos para solução de problemas multidimensionais restritos. Os coeficientes otimizados produziram um ajuste adequado

para alguns casos de torneamento. O algoritmo demonstrou sensibilidade considerável a parâmetros numéricos e ao chute inicial dos coeficientes.

PALAVRAS - CHAVE: otimização clássica, equação de Taylor, método da penalidade interna, método da variável métrica.

ABSTRACT: Although they are still studied in a mostly empirical way, there are several of the modeling of machining processes, so that the use of the Taylor Equation is the most used form. Although this equation relates tool life to cutting conditions, it can be adapted to represent the cutting force during turning. In this work, the curve that shapes the force during the turning of the Inconel 718 alloy was lifted with PCD tools in different conditions of lubrication, cutting and tool wear. The Taylor coefficients adapted were determined when solving an optimization problem using the Least Squares Method using classics for solving restricted multidimensional problems. The optimized coefficients produce an adequate fit for some turning cases. The algorithm is sensitive to sensitivity to numerical parameters and to the initial guess of the coefficients.

KEYWORDS: classical optimization, Taylor equation, internal penalty method, metric variable method.

1 | INTRODUÇÃO

Os processos convencionais de usinagem visam a obtenção de uma peça final ou semiacabada através da remoção de material na forma de cavaco. Uma das configurações mais

comuns é o torneamento, no qual a peça rotaciona e uma ferramenta avança na direção de seu eixo, gerando uma superfície de revolução. De forma geral, as características que mais influenciam a qualidade e custo da peça nesse caso são os parâmetros de corte (avanço, velocidade de corte), o tipo de lubrificação, os materiais da peça e da ferramenta, e o tipo e forma da ferramenta.

A escolha correta desses itens é fundamental para evitar o desgaste prematuro da ferramenta, quebras ou danos a máquina, e ocorrência de vibração, visto que esse fenômeno tende a piorar a rugosidade da peça e facilitar a quebra dos equipamentos. Sobretudo durante o trabalho com materiais de baixa usinabilidade, como as ligas de níquel, bastante utilizadas na indústria aeroespacial, graças as suas excelentes propriedades mecânicas (resistência a tração e tenacidade) e resistência a corrosão, as quais são conservadas mesmo em altas temperaturas. No caso do Inconel 718, liga a base de níquel, ferro e cromo, principalmente, o material é capaz de conservar alta dureza mesmo nas altas temperaturas observadas na interface cavaco ferramenta durante a usinagem, fazendo com a força de corte continue alta e com que a ferramenta se desgaste mais rápido (Santos e Sales, 2007).

Embora testes práticos ainda sejam a forma mais comum de estudar a usinabilidade de um material, existem várias tentativas de modelar os resultados encontrados a fim de determinar os parâmetros ótimos de operação. Dentre as possíveis estratégias, a mais utilizada tem sido a Equação de Taylor para vida da ferramenta, representada na Equação 1 (Dos Santos et. Al., 1998), no qual a vida útil da ferramenta T é função da velocidade de corte V_c , avanço f , profundidade ap , desgaste de flanco da ferramenta VB , para determinadas condições experimentais representadas pela constante K (material, ferramenta, máquina, lubrificante).

$$T = K \cdot V_c^a \cdot f^b \cdot ap^c \cdot VB^d \quad (1)$$

Outras grandezas, como a força de corte, também podem ser modeladas através desta equação (Barrow, 1971), fazendo-se a analogia de que variam de forma exponencial também. Essa premissa tem base nas observações experimentais, de forma que a função utilizada seja válida para todo o domínio ou pelo menos um intervalo das variáveis, como mostrado na Figura 1. Caso a função não seja adequada para modelar o comportamento prático para os intervalos utilizados, haverá um erro considerável. Dessa forma, a definição dos parâmetros de corte dos experimentos também influencia bastante a qualidade do ajuste pela função exponencial citada.

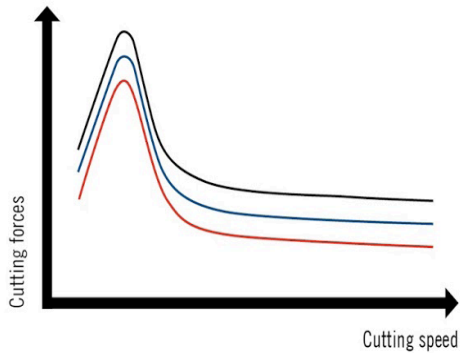


Figura 1. Relação entre força de corte e velocidade de corte numa situação genérica de torneamento. Inicialmente, a maior taxa de deformação leva a maiores forças. No entanto, com aumento da velocidade o material aquece e sua resistência diminui. A configuração específica do gráfico depende de várias outras características, como materiais, máquina e parâmetros selecionados, entre outras. Adaptado de Metalworking (2019).

O objetivo deste trabalho foi levantar a equação de Taylor adaptada para representar a força de corte em função da velocidade de corte, avanço e desgaste de flanco da ferramenta. Para tal, uma barra de Inconel 718 foi torneada em diferentes condições, sendo registrada a força de corte através de um dinamômetro piezelétrico. Utilizando-se os métodos dos mínimos quadrados, através dos dados experimentais foi montado um problema de otimização clássica com objetivo de minimizar a diferença entre a força medida e a força calculada segundo a equação, fazendo-se um processo iterativo para ajustar os coeficientes da equação. A função objetiva foi otimizada pelo Método da função Penalidade Interna (Vanderplaats, 1999), o qual é utilizado para resolver problemas multidimensionais restritos e que consiste na utilização das restrições para deformação da função em torno de uma referência e sua consequente transformação num problema multidimensional irrestrito. Esse último pode ser resolvido por diferentes estratégias, como Método de Newton, das Direções Conjugadas ou da Máxima Descida, por exemplo. Neste caso foi usado Método da Variável Métrica, que consiste na transformação do problema multidimensional em um equivalente unidimensional com aproximação do inverso da matriz Hessiana durante o cálculo da direção de busca. Este último problema fica dependente apenas do passo de busca α^* , o qual foi calculado pelo Método da Seção Áurea a cada iteração.

2 | METODOLOGIA

2.1 Testes práticos

Uma barra de Inconel 718, cuja composição química é exibida na Tabela 1, foi torneada no torno CNC ROMI Multiplic 35D com pastilhas de diamante poli cristalino (PCD) DA1000 da marca Sumitomo, de geometria quadrada. Dessas, 4 possuíam ângulo de saída positivo (P) e outras 4 com ângulo negativo (N). Cada ferramenta realizou dois passes na barra, sendo o desgaste de flanco medido ao fim de cada passe em microscópio ferramenteiro. Foi realizado um planejamento experimental fatorial reduzido 2^{5-1} , com os níveis e variáveis mostrados na Tabela 2. As forças foram medidas num dinamômetro Kistler® 9265B, com sinal adquirido a 4 kHz durante 30 segundos, adotando-se a média dos valores adquiridos nesse tempo. Como lubrificante, foi utilizado um fluido vegetal misturado a ar-comprimido, sendo direcionado a superfície de saída da ferramenta no torno com pressão de aproximadamente 3 bar.

Elemento	Ni	Cr	Fe	Nb+Ta	Mo	Ti	Al	Co
% Peso	50,0	17,0	Bal.	4,75	2,80	0,65	0,20	1,0
	55,0	21,0		5,50	3,30	1,15	0,80	máx

Elemento	C	Mn	Si	P	S	B	Cu	Pb
% Peso	0,08	0,35	0,35	0,015	0,015	0,006	0,30	0,001
	máx	máx	máx	máx	máx	Máx	máx	máx

Tabela 1. Faixa de composição química para os elementos do material usinado.

Vc (m/min)	f (mm/rotação)	Ferramenta	MQL (mL/h)	Desgaste
75	0,03	P	50	após 1º passe
150	0,05	N	150	após 2º passe

Tabela 2. Níveis das variáveis do planejamento experimental.

Os valores medidos estão expostos na Tabela 3, tendo sido utilizados para ajustar os coeficientes da Equação de Taylor pelo Método dos Mínimos Quadrados. Foi montado um problema de otimização clássica, resolvido por métodos numéricos, que serão detalhados adiante. Os resultados experimentais foram separados por casos, conforme a primeira coluna da Tabela 3.

Isso foi feito, primeiramente, porque o tipo de ferramenta é uma variável qualitativa, o que dificultaria sua consideração como variável no problema de otimização. Segundo, no caso da lubrificação, a análise de variância (ANOVA) mostrou que este é o parâmetro que mais influencia a força de corte, conforme indicado na Figura 2. Dessa forma, é provável que um ajuste das duas situações de lubrificação por uma única função não seria adequado,

visto que provocam efeitos muito diferentes nas forças observadas. Dessa forma, optou-se por aplicar o mesmo método numérico para cada caso, a fim de obter-se 4 conjuntos diferentes de coeficientes otimizados.

Ferramenta, MQL (mL/h)	Vc (m/min)	f (mm/rot.)	VB (mm)	Fexp (N)
P, 50	75	0,03	0,036	10,31
	75	0,03	0,054	23,31
	150	0,05	0,030	10,51
	150	0,05	0,037	17,58
N, 50	75	0,05	0,047	3,98
	75	0,05	0,047	13,62
	150	0,03	0,023	5,49
	150	0,03	0,049	10,10
P, 150	75	0,05	0,079	7,05
	75	0,05	0,079	5,20
	150	0,03	0,044	3,41
	150	0,03	0,122	12,14
N, 150	75	0,03	0,080	4,11
	75	0,03	0,187	8,66
	150	0,05	0,018	2,95
	150	0,05	0,034	11,50

Tabela 3. Resultados experimentais da força de corte para cada caso estudado, segundo os diferentes parâmetros de usinagem.

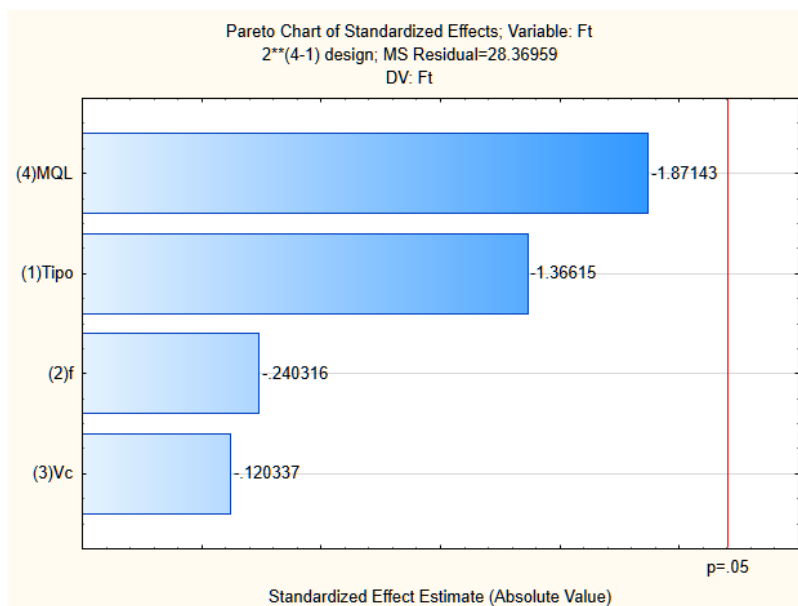


Figura 2. Diagrama de Pareto para força de corte calculado segundo análise de variância.

2.2 Problema de otimização clássica

Para cada um dos casos citados, o objetivo foi determinar os coeficientes da Equação 2, de forma que a função objetivo FO da Equação 3, a qual descreve o erro acumulado dentro do Método dos Mínimos Quadrados, fosse o menor possível. Nesta última equação n é igual a 4, pois essa é a quantidade de valores experimentais (obtidos para diferentes condições de corte e desgaste) medidos dentro de cada caso.

$$F_{teo} = K \cdot Vc^x \cdot f^y \cdot VB^z \quad (2)$$

$$FO = \sum_{i=1}^n (F_{exp}^{(i)} - F_{teo}^{(i)})^2 \quad (3)$$

A partir de um chute inicial para os coeficientes K , x , y e z , foi montado um processo iterativo de aproximação das variáveis conforme o Método da função Penalidade Interna, no qual a função pseudo objetivo Φ é montada conforme a Equação 4, multiplicando um fator de ponderação Rp (o qual diminui a cada iteração, tendendo a 0) à soma do inverso das restrições de desigualdade g_j . Foram consideradas as restrições de que todos os coeficientes, exceto x , devem ser maiores que 0, conforme Equação 5. Isso garante que a força não seja negativa e que aumente com o avanço e o desgaste, em concordância com o descrito na literatura (Santos e Sales, 2007). Assim, a função pseudo objetivo obtém a forma da Equação 6. Os algoritmos completos são apresentados no Anexo I, implementados para o software Matlab®. De forma simplificada, consiste no uso do algoritmo de Broyden–Fletcher–Goldfarb–Shanno (BFGS), substituindo a função objetivo pela pseudo objetivo, conforme Equação 7, e transformando o problema multidimensional em unidimensional, para aproximação das variáveis de entrada VP até que o critério de tolerância de 10E-6 fosse atingido, segundo norma Euclidiana quadrática.

$$\Phi = FO - Rp * \left(\sum_{j=1}^3 \frac{1}{g_j} \right) \quad (4)$$

$$g_1 \equiv -c \quad ; \quad g_2 \equiv -y \quad ; \quad g_3 \equiv -z \quad (5)$$

$$\Phi = \left[\sum_{i=1}^4 (F_{exp}^{(i)} - F_{teo}^{(i)})^2 \right] - Rp * \left(\frac{1}{-c} + \frac{1}{-y} + \frac{1}{-z} \right) \quad (6)$$

$$VP^{K+1} = VP^K - \alpha * (H^K + D^K) * \nabla \Phi^K \quad (7)$$

Devido a sensibilidade do problema em relação ao chute inicial para os coeficientes, valores entre 0 e 3 foram testados para K , y e z , enquanto o intervalo de -1.5 a 1.5 foi testado para x . Para isso, o algoritmo de resolução do problema multidimensional irrestrito foi avaliado para as possíveis combinações dos coeficientes chutados, variados de um em um. Como cada coeficiente foi variado de um em um (por exemplo, 0, 1, 2 e 3), foram geradas 4^4 combinações, resultando em 256 chutes diferentes. Para cada chute, os coeficientes ótimos foram encontrados para cada um dos 4 casos, totalizando 1024 chamadas do algoritmo, de forma que os valores otimizados VP^* , os chutes que geraram esse resultado, o valor de FO avaliada para VP^* e o número de avaliações da função e de sua derivada fossem registrados. Esses dados dão uma ideia da convergência do problema e do custo computacional da solução.

A sensibilidade com relação ao valor inicial e ao ritmo de variação do fator de ponderação Rp a cada iteração também foi avaliada. Vanderplaats (1999) recomenda que seja adotado um valor alto na primeira iteração, e que caia num ritmo adequado, o qual dependerá de cada problema. Para divisão de Rp por 1,5 foram testados valores iniciais de 100, 10 e 1. E ao fixar o valor inicial em 1, foram testados variação dividindo por 1,5 e por 5. Em relação ao intervalo de busca dentro do Método da Seção Áurea, foi fixado o intervalo de 0 a 1, a fim de garantir que o passo de busca fosse pequeno e evitasse problemas na convergência do resultado.

3 | RESULTADOS

A Tabela 4 apresenta os resultados obtidos a partir do algoritmo do Anexo I. Pode-se notar que para cada caso, modificam-se os chutes iniciais que originaram os valores ótimos assim como a qualidade do ajuste. O caso melhor representado pelo modelo da Equação de Taylor foi o primeiro, indicado pelo baixo valor da função objetivo e pela proximidade dos valores experimentais e teóricos. Já no segundo caso obteve-se o pior ajuste, indicado pelo alto valor da função objetivo, que indica os grandes desvios entre os valores práticos e teóricos. É provável que funções exponenciais não sejam as mais adequadas para representar os fenômenos experimentais nas condições ensaiadas.

Percebe-se também que dentro de cada caso podem existir vários pontos ótimos que produzem o mesmo mínimo, cada um sendo encontrado para um valor de chute diferente. Nestas situações, no entanto, o coeficiente z , é aproximadamente constante em cada uma, o que pode indicar uma dependência mais estrita do modelo em relação a essa variável, já que o mínimo é mantido mesmo quando as outras variáveis se modificam.

Os resultados mostram que existe mais de uma combinação de coeficientes que modele os resultados experimentais com a mesma qualidade, o que geraria dúvida em qual modelo adotar para representar o processo de usinagem estudado. É provável que caso a curva fosse levantada para mais de 4 condições (de corte e desgaste de ferramenta), as

soluções seriam mais restringidas e os coeficientes poderiam ser determinados de forma mais específica para cada caso.

CASO	K*	x*	y*	z*	FO	Nº aval	FO	Nºav	gradFO	K	x	y	z	Fexp	Fteo	Fexp	Fteo	Fexp	Fteo	Fexp	Fteo
1	1.881,120	0,562	0,191	2,105	0,571	55	1.351	1	0,5	1	2	10,31	9,99	23,31	23,45	10,51	11,07	17,58	17,22		
2	1,030	14,507	19,068	1,102	46,465	17	405	1	1,5	1	3	3,98	8,80	13,62	8,80	5,49	5,49	10,10	12,63		
	2,653	10,761	13,984	1,102	46,465	15	358	1	1,5	2	2	3,98	8,80	13,62	8,80	5,49	5,49	10,10	12,63		
	4,827	8,390	10,767	1,102	46,465	21	521	2	-1,5	1	1	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	6,230	7,380	9,396	1,102	46,465	14	329	3	0,5	1	1	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	6,036	7,505	9,567	1,102	46,465	22	555	3	0,5	3	3	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
3	6,649	8,868	11,753	1,245	1,711	24	603	2	-1,5	1	2	7,05	6,12	5,20	6,12	3,41	3,41	12,14	12,14		
	4,350	10,548	14,033	1,245	1,711	21	520	2	1,5	3	3	7,05	6,12	5,20	6,12	3,41	3,41	12,14	12,14		
	8,469	7,910	10,453	1,245	1,711	25	629	3	-1,5	2	2	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	6,183	9,156	12,144	1,245	1,711	22	543	3	0,5	2	3	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	7,199	8,554	11,327	1,245	1,711	22	561	3	0,5	3	2	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
4	3,020	2,492	2,031	1,510	4,545	20	467	1	0,5	2	3	4,11	2,53	8,66	9,10	2,95	4,22	11,50	11,01		
	3,120	2,488	2,036	1,510	4,545	17	408	3	0,5	3	2	4,11	2,53	8,66	9,10	2,95	4,22	11,50	11,01		
	3,142	2,487	2,037	1,510	4,545	16	374	3	1,5	3	3	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"

Tabela 4. Coeficientes da Equação de Taylor otimizados para cada caso, junto ao chute que os geraram, o valor mínimo da função objetivo encontrado, número de avaliações e os valores da força teórica comparados aos experimentais.

Em relação ao fator R_p , seu valor inicial afetou a convergência do algoritmo no primeiro caso, em especial. Embora inicialmente seu valor deva ser alto, devido a configuração das desigualdades, nesse problema específico o valor do resíduo ponderado se torna extremamente alto se durante o processo iterativo se algum dos coeficientes assumir valor entre 0 e 1, o que ocorre logo após a primeira iteração. Isso se deve ao fato de que o gradiente da função pseudo objetiva Φ inclui um termo onde os coeficientes elevados ao quadrado aparecem no denominador e R_p aparece no numerador. Para valor inicial de 1, na segunda iteração a parcela do resíduo ponderado no gradiente já era da ordem de $10E9$. Caso o fator inicial tivesse ordens de grandeza maiores, essa parcela teria ordens de grandeza muito maiores do que o resto da função gradiente, causando uma deformação que atrapalharia a convergência do método. Já em relação ao ritmo de variação de R_p , tanto o número de avaliações da função objetivo e de sua derivada como os valores ótimos dos coeficientes parecem ter sido afetados. Como o valor da função nos pontos ótimos não se alterou, é provável que a função tenha vários mínimos locais similares, de forma que uma deformação maior leve a convergência para valores ligeiramente diferentes.

4 | CONCLUSÕES

Operações de torneamento foram realizadas numa barra de Inconel 718 para diferentes condições de velocidade de corte, avanço, desgaste de flanco, ângulo de saída da ferramenta e vazão de MQL. Este último foi indicado como o parâmetro mais influente na força de corte.

Uma adaptação da Equação de Taylor foi utilizada para modelar o comportamento

experimental da força de corte nas situações ensaiadas, separando o problema por casos de acordo com o tipo de ferramenta e a lubrificação. Para cada caso, foram determinados os coeficientes ótimos que geram melhor ajuste dos dados experimentais pelo modelo utilizado, de funções exponenciais. Os ajustes, avaliados pelo valor dos mínimos quadrados entre valores teóricos e experimentais, foram adequados, exceto para o segundo caso. É provável que, para a faixa de valores utilizados, o comportamento empírico do processo de torneamento nessas condições se distancie do modelo exponencial.

O problema de otimização levantado para determinar os coeficientes possui vários mínimos locais e as soluções apresentadas são sensíveis aos valores de chute inicial e a variação do fator de ponderação ao longo das iterações. Como foi resolvido pelo Método da Penalidade Interna, é provável que devido à natureza das inequações e da configuração da função pseudo objetivo e sua derivada, variações na deformação da função induzam aos pontos ótimos distintos observados ao variar os parâmetros numéricos do algoritmo.

AGRADECIMENTOS

O autor agradece ao CNPq, ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia e ao professor Dr. Fran Sérgio Lobato pelo apoio na realização deste trabalho.

REFERÊNCIAS

Santos, S.C. and Sales, W.F., 2007. *Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais*. Artliber Editora, 1ª edição.

Machado, A.R., Coelho, R.T., Abrão, A.M., Da Silva, M.B., 2015. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. Edgar Blucher, São Paulo, 3ª edição.

Dos Santos, A.L.B., Duarte, M.A.V., Abrão, A.M. e Machado, A.R., 1998. "An optimisation procedure to determine the coefficients of the extended Taylor's equation in machining". *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 39, pp. 17–31.

Barrow, G., 1971. "Tool life equations and machining economics". Em *Proceedings of the 12th International MTDR Conference*, Manchester, UK, pp. 481–493.

Metalworking World Magazine. "Mechanical loads and cutting geometries in turning operations". Disponível em: < <https://www.metalworkingworldmagazine.com/mechanical-loads-and-cutting-geometries-in-turning-operations/>> Acessado em 11/12/2019.

Vanderplaats, G.N., 1999. *Numerical optimization techniques for engineering design*. Vanderplaats Research & Development. Inc., Colorado Springs, 3ª edição.

ANEXO I

Algoritmos utilizados implementados para Matlab®.

MPIeMultidimChutsnegVc

```
clc; clear all; close all;

RESULT = []; cont = 0;
for IndK = 0:1:3
    for IndX = 0:1:3
        for IndY = 0:1:3
            for IndZ = 0:1:3
                [VPotim, RES, Neval_gradFO, Neval_FO] =
MPIeMultidimBuscanegVc(IndK, IndX, IndY, IndZ);
                MATRIZ_LINHA = VPotim;
                MATRIZ_LINHA(:, 5) = RES';
                MATRIZ_LINHA(:, 6) = Neval_gradFO';
                MATRIZ_LINHA(:, 7) = Neval_FO';
                MATRIZ_LINHA(:, 8) = IndK;
                MATRIZ_LINHA(:, 9) = IndX;
                MATRIZ_LINHA(:, 10) = IndY;
                MATRIZ_LINHA(:, 11) = IndZ;
                RESULT = [RESULT ; MATRIZ_LINHA];
            end
        end
    end
end

RESULT_1 = []; RESULT_2 = []; RESULT_3 = []; RESULT_4 = [];
for varred = 1:256
    RESULT_1 = [RESULT_1; RESULT(varred*4-3, :)];
    RESULT_2 = [RESULT_2; RESULT(varred*4-2, :)];
    RESULT_3 = [RESULT_3; RESULT(varred*4-1, :)];
    RESULT_4 = [RESULT_4; RESULT(varred*4, :)];
end

solucao1 = RESULT_1(find(RESULT_1(:, 5) == min(RESULT_1(:, 5))), :);
solucao2 = RESULT_2(find(RESULT_2(:, 5) == min(RESULT_2(:, 5))), :);
solucao3 = RESULT_3(find(RESULT_3(:, 5) == min(RESULT_3(:, 5))), :);
solucao4 = RESULT_4(find(RESULT_4(:, 5) == min(RESULT_4(:, 5))), :);
```

MPIeMultidimBuscanegVc

```
function [VPotim, RES, Neval_gradFO, Neval_FO] = MPIeMultidimBuscanegVc(IndK,
IndX, IndY, IndZ)

% clc; clear all; close all;
% ===== AJUSTE DA EQUAÇÃO DE TAYLOR EM USINAGEM POR MÍNIMOS QUADRADOS =====

% FO: função de otimização, feita para 4 condições dentro de cada um dos 4
casos (tipo ferramenta, vazão MQL)
% Restrições: variação empírica das propriedades => k > 0 , x < 0 , y > 0
, z > 0

% min FO = somatório, ii=1:4, ( Fexp(ii) - Fteo(ii) )^2 - rp*(1/-k + 1/x + 1/-
y + 1/-z)
% Fteo(ii) = k * Vc(ii)^x * f(ii)^y * VB(ii)^z

% dados experimentais
% [P & 50mL/h ; N & 50mL/h ; P & 150mL/h ; N & 150mL/h]
Fexp = [10.31; 23.31; 10.51; 17.58; 3.98; 13.62; 5.49; 10.10; 7.05; 5.20;
3.41; 12.14; 4.11; 8.66; 2.95; 11.50];
Vc = [75; 75; 150; 150; 75; 75; 150; 150; 75; 75; 150; 150; 75; 75; 150; 150];
f = [0.03; 0.03; 0.05; 0.05; 0.05; 0.05; 0.03; 0.03; 0.05; 0.05; 0.03; 0.03;
0.03; 0.03; 0.05; 0.05];
VB = [0.036; 0.054; 0.030; 0.037; 0.047; 0.047; 0.023; 0.040; 0.079; 0.079;
0.044; 0.122; 0.080; 0.187; 0.018; 0.034];

% ===== MINIMIZAÇÃO DE 'FO' POR MÉTODO DA FUNÇÃO PENALIDADE INTERNA (MPI)
=====
% Busca multidimensional por Método da Variável Métrica (MVM)
% Transformação em problema unidimensional e determinação do passo por Seção
Áurea (SA)

theta = 1 ; % Método da Variável Métrica: 0 = DFP ; 1 = BFGS
tol = 10e-6; % tolerância
rp = 1; % Rp > 0 , Rp -> 0
k = IndK; xx = IndX - 1.5; yy = IndY; zz = IndZ; % chute inicial para as
variáveis (xx variando de -1.5 a 1.5) !!!
VPchut = [k; xx; yy; zz]; % vetor do chute das variáveis de projeto

for caso = 1:4 % determina as 4 equações de Taylor (uma para cada
caso) numa mesma rodagem do código

Neval_FOcaso = 0;
for kk = 1:200 % N° máximo de iterações

if kk == 1 % na 1ª iteração, H é aproximada pela identidade
H = eye(4) ;
VP = VPchut;

for ii = (4*caso-3) : (4*caso)
vcor = Vc(ii); avan = f(ii); desg = VB(ii); forc = Fexp(ii);
[Fteo(ii, 1), dFODk(ii, 1), dFODx(ii, 1), dFODy(ii, 1),
dFODz(ii, 1)] = Fteorica(vcor, avan, desg, VP, forc);
end

gradFO = [dFODk(ii, 1)+dFODk(ii-3, 1)+dFODk(ii-2, 1)+dFODk(ii-1,
1)-rp/(VP(1)^2);
dFODx(ii, 1)+dFODx(ii-3, 1)+dFODx(ii-2, 1)+dFODx(ii-1,
1);
dFODy(ii, 1)+dFODy(ii-3, 1)+dFODy(ii-2, 1)+dFODy(ii-1,
1)-rp/(VP(3)^2);
dFODz(ii, 1)+dFODz(ii-3, 1)+dFODz(ii-2, 1)+dFODz(ii-1,
1)-rp/(VP(4)^2)];
end

if kk ~= 1
% atualizar H pelo MVM
```

```

p = VPprox - VP ;

for ii = (4*caso-3) : (4*caso)
    vcor = Vc(ii); avan = f(ii); desg = VB(ii); forc = Fexp(ii);
    [Fteo(ii, 1), dFodk(ii, 1), dFODx(ii, 1), dFODy(ii, 1),
dFodz(ii, 1)] = Fteoricaprox(vcor, avan, desg, VPprox, forc);
    end

    gradFOprox = [dFodk(ii, 1)+dFodk(ii-3, 1)+dFodk(ii-2, 1)+dFodk(ii-
1, 1)-rp/(VPprox(1)^2);
                dFODx(ii, 1)+dFODx(ii-3, 1)+dFODx(ii-2, 1)+dFODx(ii-
1, 1);
                dFODy(ii, 1)+dFODy(ii-3, 1)+dFODy(ii-2, 1)+dFODy(ii-
1, 1)-rp/(VPprox(3)^2);
                dFODz(ii, 1)+dFODz(ii-3, 1)+dFODz(ii-2, 1)+dFODz(ii-
1, 1)-rp/(VPprox(4)^2)];

    y = gradFOprox - gradFO ;

    sigma = p'*y ;    % sigma resulta em escalar
    T = y'*H*y ;    % tau (T) resulta em escalar

    H = H + ((sigma + theta*T)/(sigma)^2)*(p*p') + ((theta-
1)/T)*(H*y)*(H*y)'-(theta/sigma)*(H*y*p'+p*(H*y)') ;
    % atualização de x[ii], gradF[ii]
    VP = VPprox ;
    gradFO = gradFOprox ;
end

HgradFO = H*gradFO ;

% chamar Método da Seção Áurea para busca unidimensional (encontrar
alfa ótimo 'alfaO')
[alfaO, jj] = secaoaureaTaylorFOnegVc(VP, HgradFO, tol, Fexp, caso,
Vc, f, VB, rp);

% calcular VPprox segundo MN, a partir de alfaO obtido por SA
VPprox = VP - alfaO*HgradFO;

% FO é avaliada apenas dentro de SA (indicado pelo contador 'jj')
% gradFO é avaliada uma vez a cada iteração do MPI/MVM (indicado pelo
contador 'kk')
Neval_FOcaso = Neval_FOcaso + (2 + jj); % na SA, EP é avaliada 2 vezes
antes da 1ª iteração, e 1 vez a cada iteração

rp = rp/1.5;    % redução de Rp a cada iteração
% verificação do critério de parada
CP = sqrt( (VPprox(1) - VP(1))^2 + (VPprox(2) - VP(2))^2 + (VPprox(3)
- VP(3))^2 + (VPprox(4) - VP(4))^2 ) ;
if CP <= tol
    break
end
end

VPotim(caso, :) = VPprox;
residuo = 0; % residuo = FO (mudei nome para evitar confusão de variável)
for iii = (4*caso-3) : (4*caso) % loop de avaliação de FO, para comparação
entre casos

```

```

        Ft(iii) = VP(1) * ( Vc(iii)^VP(2) )*( f(iii)^VP(3) )*( VB(iii)^VP(4)
    );
        residuo = residuo + (Fexp(iii) - Ft(iii))^2;      % FO
    end
    RES(caso) = residuo;
    Neval_gradFO(caso) = kk;
    Neval_FO(caso) = Neval_FOcaso;
end
end

```

secaoaureaTaylorFOnegVc

```

% Método da Seção Áurea para minimizar FO(alfa) unidimensional no intervalo de 'a'
até 'b'
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
function [alfa0, jj] = secaoaureaTaylorFOnegVc(VP, HgradFO, tol, Fexp, caso, Vc,
f, VB, rp)

    tau = 0.6180;
    a = -1; b = 1; % intervalo arbitrários de -1 a 1
    alfa = a + (1-tau)*(b-a);
    beta = a + tau*(b-a);

    % essas são as avaliações da 1ª iteração da Seção Áurea. As seguintes ficam
dentro do loop.
    VPalfa = VP - alfa*HgradFO; % transforma variável VP numa variável VP(alfa), e
já substitui os pontos de avaliação para o método da Seção Áurea
    VPbeta = VP - beta*HgradFO;

    FOalfa = 0; FOBeta = 0;      % FO é calculado por somatório de termos. Aqui
eu limpo o que estiver na memória
    for iii = (4*caso-3) : (4*caso) % loop de avaliação de FO
        Ftalfa(iii) = VPalfa(1) * ( Vc(iii)^VPalfa(2) )*( f(iii)^VPalfa(3) )*(
VB(iii)^VPalfa(4) );
        FOalfa = FOalfa + (Fexp(iii) - Ftalfa(iii))^2;      % FO alfa
        Ftbeta(iii) = VPbeta(1) * ( Vc(iii)^VPbeta(2) )*( f(iii)^VPbeta(3) )*(
VB(iii)^VPbeta(4) );
        FOBeta = FOBeta + (Fexp(iii) - Ftbeta(iii))^2;      % FO_beta
        if iii == (4*caso)      % depois de somar termos das 4 condições de
cada caso, soma o residuo rp
            FOalfa = FOalfa + rp*( (1/VPalfa(1))+(1/VPalfa(3))+(1/VPalfa(4)) );
            FOBeta = FOBeta + rp*( (1/VPbeta(1))+(1/VPbeta(3))+(1/VPbeta(4)) );
        end
    end

    for jj=1:1000 % % contador de iterações. Número máximo para SA: 1000

        if (b - a) >= tol      % se tolerância não foi atingida, entra aqui e
atualiza a, b, alfa, beta, FOalfa, FOBeta
            if FOalfa >= FOBeta
                a = alfa ;      alfa = beta ;      FOalfa = FOBeta ;      beta = a +
tau*(b-a) ;      VPbeta = VP - beta*HgradFO;
                FOBeta = 0; % FO é calculado por somatório de termos. Aqui eu
limpo o que estiver na memória
                for iii = (4*caso-3) : (4*caso) % loop de avaliação de FO
                    Ftbeta(iii) = VPbeta(1) * ( Vc(iii)^VPbeta(2) )*(
f(iii)^VPbeta(3) )*( VB(iii)^VPbeta(4) );
                    FOBeta = FOBeta + (Fexp(iii) - Ftbeta(iii))^2;      % FO_beta

```

```

                if iii == (4*caso)           % depois de somar termos das 4
condições de cada caso, soma o residuo rp
                    FOBeta = FOBeta + rp*(
(1/VPbeta(1))+(1/VPbeta(3))+(1/VPbeta(4)) );
                end
            end
        end
        if FOalfa < FOBeta
            b = beta ;    beta = alfa ;    FOBeta = FOalfa ;    alfa = a + (1-
tau)*(b-a) ;    VPalfa = VP - alfa*HgradFO;
            FOalfa = 0; % FO é calculado por somatório de termos. Aqui eu
limpo o que estiver na memória
            for iii = (4*caso-3) : (4*caso) % loop de avaliação de FO
                Ftalfa(iii) = VPalfa(1) * ( Vc(iii)^VPalfa(2) )*(
f(iii)^VPalfa(3) )*( VB(iii)^VPalfa(4) );
                FOalfa = FOalfa + (Fexp(iii) - Ftalfa(iii))^2;    % FO_alfa
                if iii == (4*caso)           % depois de somar termos das 4
condições de cada caso, soma o residuo rp
                    FOalfa = FOalfa + rp*(
(1/VPalfa(1))+(1/VPalfa(3))+(1/VPalfa(4)) );
                end
            end
        end
        if (b - a) < tol    % se tolerância foi atingida, sai do loop
            break
        end
    end
    alfa0 = (alfa + beta)/2; % calcula alfa ótimo (alfa0), independente se
convergiu dentro do número máximo de iterações estabelecido
end

```

Fteorica

```

function [Ft, dFdk, dFdx, dFdy, dFdZ] = Fteorica(vcor, avan, desg, VP, forc)

    Ft = VP(1) * ( vcor^VP(2) )*( avan^VP(3) )*( desg^VP(4) );

    dFdk = 2* (forc - Ft) * (-1* (vcor^VP(2)) * (avan^VP(3)) * (desg^VP(4)) );
    dFdx = 2* (forc - Ft) * (-VP(1)* log(vcor) * (vcor^VP(2)) * (avan^VP(3)) *
(desg^VP(4)) );
    dFdy = 2* (forc - Ft) * (-VP(1)* log(avan) * (vcor^VP(2)) * (avan^VP(3)) *
(desg^VP(4)) );
    dFdZ = 2* (forc - Ft) * (-VP(1)* log(desg) * (vcor^VP(2)) * (avan^VP(3)) *
(desg^VP(4)) );
end

```

Fteoricaprox

```

function [Ft, dFdk, dFdx, dFdy, dFdZ] = Fteoricaprox(vcor, avan, desg, VPprox,
forc)

    Ft = VPprox(1) * ( vcor^VPprox(2) )*( avan^VPprox(3) )*( desg^VPprox(4) );

    dFdk = 2* (forc - Ft) * (-1* (vcor^VPprox(2)) * (avan^VPprox(3)) *
(desg^VPprox(4)) );
    dFdx = 2* (forc - Ft) * (-VPprox(1)* log(vcor) * (vcor^VPprox(2)) *
(avan^VPprox(3)) * (desg^VPprox(4)) );
    dFdy = 2* (forc - Ft) * (-VPprox(1)* log(avan) * (vcor^VPprox(2)) *
(avan^VPprox(3)) * (desg^VPprox(4)) );

    dFdZ = 2* (forc - Ft) * (-VPprox(1)* log(desg) * (vcor^VPprox(2)) *
(avan^VPprox(3)) * (desg^VPprox(4)) );
end

```

CARACTERIZAÇÃO FÍSICA, MECÂNICA, TÉRMICA E MICROESTRUTURAL DAS FIBRAS DE TIMBÓ-AÇU

Data de aceite: 04/02/2021

Data de submissão: 26/10/2020

José Maria Braga Pinto

Universidade Federal do Pará, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPGEM)
Belém – Pará
<http://lattes.cnpq.br/7538623816010352>

Douglas Santos Silva

Universidade Federal do Pará, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPGEM)
Belém – Pará
<http://lattes.cnpq.br/6353740518648585>

Roberto Tetsuo Fujiyama

Universidade Federal do Pará, PRODERNA
Belém – Pará
<http://lattes.cnpq.br/3165747089941318>

RESUMO: O objetivo deste trabalho foi determinar as propriedades físicas, mecânicas, térmicas e microestruturais de fibras extraídas de uma espécie vegetal natural da floresta tropical da Amazônia, popularmente denominada de cipó timbó-açu (*Heteropsis Jenmanii*). Apesar de amplamente utilizadas em artesanatos, as fibras de timbó-açu foram pouco exploradas pela academia, particularmente, como material de reforço em compósitos. Sendo assim, as fibras foram preparadas manualmente a partir dos cipós de timbó-açu, a preparação das fibras foi

feita de forma manual por processo de bipartição de cipós previamente selecionados que apresentassem distâncias maiores que 30 cm entre os nós. A massa específica foi determinada por picnometria, seguindo a norma ASTM D 854: 2014 e o valor encontrado foi de $1,54 \pm 0,01$ g/cm³, o teor de umidade foi determinado com base na norma ASTM D 3030: 2011 e o valor encontrado foi de $8,78 \pm 0,26$ %, as fibras foram ensaiadas conforme recomendação da norma ASTM 3822: 2014 e apresentaram resistência à tração de 433, $96 \pm 126,65$ MPa e módulo de elasticidade de $5,63 \pm 1,79$ GPa, as fibras tiveram a avaliação da superfície de fratura por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e o comportamento quando submetidos à variação de temperatura foi determinado por termogravimetria (TGA/DTG) e calorimetria diferencial exploratória (DSC), feito isso, as fibras de timbó-açu tiveram os seus resultados comparados com outros trabalhos sobre as propriedades físicas e mecânicas de outras fibras, concluindo que essas fibras possuem potencial físico e mecânico satisfatório.

PALAVRAS - CHAVE: Caracterização mecânica e microestrutural; análise térmica; fibra de timbó-açu.

PHYSICAL, MECHANICAL, THERMAL AND MICROSTRUCTURAL CHARACTERIZATION OF TIMBÓ-AÇU FIBERS

ABSTRACT: The objective of this work was to determine the physical, mechanical, thermal and microstructural properties of fibers extracted from a natural plant species from the Amazon rainforest, popularly called timbo-açu vine

(*Heteropsis Jenmanii*). Despite being widely used in handicrafts, timbó-açu fibers were little explored by the academy, particularly as reinforcement material in composites. Thus, the fibers were prepared manually from the timbó-açu vines, the preparation of the fibers was carried out manually by the bipartition process of previously selected vines that had distances greater than 30 cm between the nodes. The specific mass was determined by pycnometry, following the standard ASTM D 854: 2014 and the value found was $1,54 \pm 0,01 \text{ g/cm}^3$, the moisture content was determined based on the ASTM D 3030: 2011 standard and the value found was $8,78 \pm 0,26 \%$, the fibers were tested according to the recommendation of the ASTM 3822: 2014 standard and presented a tensile strength of $433,96 \pm 126,65 \text{ MPa}$ and an elastic modulus of $5,63 \pm 1,79 \text{ GPa}$, the fibers had the fracture surface evaluation by scanning electron microscopy (SEM) and the behavior when subjected to temperature variation was determined by thermogravimetry (TGA/DTG) and differential scanning calorimetry (DSC), this done, the timbó-açu fibers had their results compared with other studies on the physical and mechanical properties of other fibers, concluding that these fibers have satisfactory physical and mechanical potential.

KEYWORDS: Mechanical and microstructural characterization; thermal analysis; timbó-açu fiber.

1 | INTRODUÇÃO

O interesse no uso de fibras naturais vegetais como reforço em matrizes poliméricas é crescente. Pressões econômicas e ambientais aumentam o uso de fibras de plantas, como um substituto para as fibras sintéticas. As vantagens de se utilizar essas fibras se encontram em seu baixo custo, renovabilidade, biodegradabilidade, baixa toxicidade, abundância e sua atrativa resistência e rigidez específica (SÉBE et al., 2000).

O uso de fibras naturais de origem vegetal em compósitos tem recebido de algumas empresas, especial atenção, pois envolve aspectos ambientais, sociais e econômicos que são relevantes na relação destas com a sociedade (LEVY NETO e PARDINI, 2006), além do que, os consumidores estão mais conscientes na escolha de bens e serviços a serem adquiridos, o que obriga as empresas buscar produtos ecologicamente corretos para atender à política do desenvolvimento sustentável (Instituto Akatu).

Potenciais apresentados pelo Brasil, como ser um dos países com maior biomassa do mundo e maior extensão territorial cultivável, devem ser levados em consideração devido à grande possibilidade de descobertas de novas fibras com propriedades atraentes (MARINELLI et al., 2008). Os estudos na área de materiais compósitos na região amazônica ainda são escassos se comparados às outras regiões do país, mesmo apresentando grande potencial no cultivo de fibras naturais.

A fibra vegetal objeto do presente trabalho não pertence ao grupo das fibras tradicionalmente cultivadas para este fim. De acordo com sua utilização de suas fibras, é classificada como uma planta secundária. (FARUK et al, 2012), as fibras, são oriundas dos cipós das florestas nativas e sua extração deve obedecer aos requisitos de manejo

sustentável.

O cipó timbó-açu é definido como uma planta de hábito hemiepífita secundário e, ao contrário da epífita verdadeira, germinam no solo da floresta e, quando as mudas atingem um potencial de crescimento, sobem nos troncos para se instalarem nas copas das árvores, mandando raízes aéreas em direção ao solo. O timbó-açu pertence ao gênero *Heteropsis* e como outros do gênero são abundantes no dossel da vegetação em florestas tropicais.

A Empresa Brasileira de Pesquisa Agropecuária - Embrapa, o Museu Paraense Emílio Goeldi, o Instituto Brasileiro de Meio Ambiente - IBAMA, as universidades, os institutos federais, os órgãos estaduais, entre outros, têm-se dedicado, ainda que de forma incipiente, à formação de uma base de conhecimento sobre os produtos não-madeireiros, especificamente os cipós, de um lado, para dar suporte técnico-econômico às comunidades com longo histórico de exploração predatória, por outro, para atender a política da sustentabilidade ambiental, que é, de fato, o melhor direcionamento para a manutenção do equilíbrio do planeta.

O Estado do Amapá, constatando a extração descontrolada dos cipós utilizados para confecção de móveis e demais produtos artesanais demandados pelo sul e sudeste do Brasil e com a escassez comprovada destas espécies nos estados do Pará e Maranhão, saiu na frente, sendo a primeira unidade da federação a organizar e controlar a extração de cipós, através da Lei 0631 de 21 de novembro de 2001. Esta lei dispõe sobre os procedimentos para a extração, transporte e comercialização de espécies de cipós de fibras no estado, de espécie produtora de fibras, os cipós do gênero *heteropsis* (*Araceae*), popularmente conhecidos como cipó-titica e timbó-açu (PEREIRA e GUEDES, 2008).

Com isso, o presente estudo propõe caracterizar de forma física, mecânica, térmica e microestrutural as fibras de timbó-açu, pois nota-se que é cada vez mais necessário falar de meio ambiente e em novas formas de atuação no que se referem a matérias primas renováveis.

2 | MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Materiais

A fibra técnica utilizada para o desenvolvimento deste trabalho, obtida a partir do cipó (raiz aérea) foi adquirida junto aos artesões da cidade de Belém-PA, que segundo informações dadas, foram trazidas do município de Igarapé-açu-PA.

A Figura 1 mostra as imagens do cipó após a extração, em (a) preparação para confecção de utensílio doméstico (vassoura), em (b) cipó após a extração, vista de topo e em (c) vista lateral com e sem casca.



Figura 1: Apresentação do cipó timbó-açu em (a) preparação para confecção de utensílio doméstico (vassoura), em (b) cipó após a extração, vista de topo e em (c) vista lateral com e sem casca.

Atualmente, as fibras de timbó-açu têm uso básico em produtos artesanais e em alguns utensílios domésticos simples como vassouras e cestos. A Figura 2 mostra imagens de produtos confeccionados com as fibras de timbó-açu, que foram retirados de sites das lojas especializadas em fabricação e comercialização ou somente de vendas de produtos artesanais com foco na sustentabilidade ambiental e na valorização do trabalho do homem em seu local de habitação, de maneira que ele não seja obrigado, por razões econômicas, a buscar trabalho nos centros urbanos.



Figura 2: Exemplos da aplicação das fibras de timbó-çu, em (a) cestas artesanais, em (b) cestos, balaios e peneiras, em (c) vassoura rústica e em (d) vassouras artísticas.

2.2 Métodos

Por processo manual, o cipó desprovido da casca, foi cortado em pedaços de 40 cm e por bipartição sucessiva, buscou-se obter fibras de pequenos diâmetros. As fibras produzidas para este trabalho possuem diâmetro médio de 0,40 mm.

A caracterização física, mecânica e térmica das fibras foi feita com a determinação da massa específica, do teor de umidade, da resistência à tração, do módulo de elasticidade, da termogravimetria (TGA/DTG), calorimetria exploratória (DSC) e da caracterização microscópica das superfícies fraturadas.

A massa específica foi determinada por picnometria, seguindo a norma ASTM D 854: 2014. O ensaio foi realizado com auxílio do picnômetro de 50 ml, balança digital com precisão de 0,001 g, capela e duas amostras de 10 g de fibras com comprimento médio de 10 mm.

O teor de umidade foi determinado com base na norma ASTM D 3030: 2011. Foram utilizados os seguintes equipamentos: balança digital com precisão de 0,001 g, forno e Becker de 100 ml.

As amostras tinham aproximadamente 3 g de cada um dos três comprimentos de fibras (5, 10 e 15 mm), com o auxílio da balança, foram determinadas as massas das

amostras naturais, chamadas de massas úmidas e colocadas no forno por um período de 24 horas a uma temperatura de 105 °C. A Figura 3 apresenta amostras das fibras com as massas determinadas em (a) e posicionadas no forno para a estabilização da massa em (b).

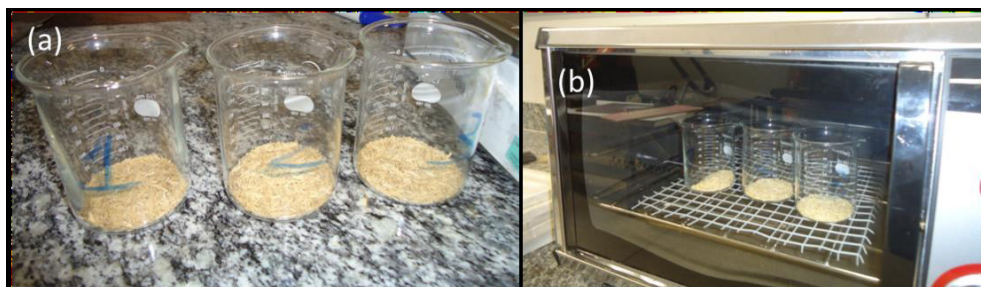


Figura 3: Amostras de fibras de 5, 10 e 15 mm em (a) e as amostras no forno em (b).

As amostras das fibras foram preparadas com suportes de papel KRAFT chamados na literatura de TAB. Os TABs são usados para distribuir uniformemente a carga aplicada na fibra que está sendo ensaiada e para proteger as fibras de danos por ocasião do posicionamento das garras na máquina de ensaio. Os TABs de papel KRAFT (gramatura de 200 g/m²) com as dimensões de 25 mm x 65 mm foram colados com cianoacrilato (Super Bonder da Loctite) nas extremidades do comprimento útil das fibras, conforme recomendação da norma ASTM 3822: 2014. A Figura 4 mostra em (a) as dimensões do TAB e em (b) a fotografia do corpo de prova preparado para ser levado à máquina universal para o ensaio de tração.

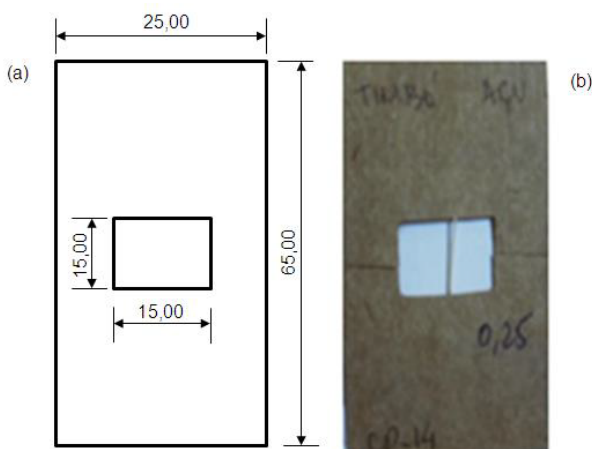


Figura 4: Corpo de prova de fibra para ensaio a tração em (a) forma e dimensões do TAB e em (b) corpo de prova pronto para ensaio à tração.

As fibras foram submetidas ao ensaio mecânico de tração na máquina universal de fabricação KRATOS, com célula de carga de 5 kN e velocidade de deslocamento de 0,5 mm/min.

A análise térmica da fibra foi realizada com ensaios de termogravimetria/termogravimetria derivada (Thermogravimetric Analysis - TGA, Derivative Thermogravimetry - DTG) e calorimetria exploratória diferencial (DSC), as condições de ensaios e as normas utilizadas foram: Calorímetro exploratório diferencial simultâneo marca NETZSCH STA 449F3 JUPTER, temperatura ambiente e umidade relativa de $23,4 \pm 2$ °C e 51 ± 10 %, respectivamente, faixa de temperatura de 20 °C a 550 °C em atmosfera de nitrogênio (inerte) e de 550 °C a 900 °C em atmosfera de oxigênio (oxidante), taxa de aquecimento de 20 °C/min, fluxo dos gases (N_2 e O_2) de 50 ml/min e as normas ASTM D 3418: 2015 e ASTM E 1131: 2014.

3 I RESULTADOS

3.1 Ensaio de tração da fibra de timbó-açu

As principais propriedades físicas (massa específica e teor de umidade) e mecânicas (resistência à tração, módulo de elasticidade e alongamento) da fibra técnica de timbó-açu determinadas através dos ensaios estão apresentadas na Tabela 1. As amostras utilizadas foram de fibras *in natura* e nas condições ambientais da cidade de Belém-PA.

Fibra	Resistência à Tração (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)	Alongamento (mm)	Diâmetro Médio (mm)	Massa Específica (g/cm^3)	Teor de Umidade (%)
Timbó-açu	$433,96 \pm 126,65$	$5,63 \pm 1,79$	$1,46 \pm 0,31$	$0,40 \pm 0,09$	$1,54 \pm 0,01$	$8,78 \pm 0,26$

Tabela 1: Valores médios e desvios padrão das propriedades físicas e mecânicas das fibras de timbó-açu.

As propriedades físicas e mecânicas obtidas das fibras de timbó-açu, apresentaram valores médios comparáveis às propriedades das fibras tradicionais, cujos valores são encontrados na literatura.

COSTA (2012) avaliou o teor de umidade das fibras de sisal (folha) em $13,1 \pm 0,5$ % e de bambu (caule) em $12,0 \pm 0,5$ %. GEHLEN (2014) determinou para as fibras de açaí e curauá, valores de $6,4 \pm 0,3$ % e $5,3 \pm 0,2$ %, respectivamente.

O módulo de elasticidade do timbó-açu é inferior aos valores das fibras de caule, por exemplo, juta, rami, bambu e linho e equivalente às fibras de folhas e de fruto, como, abacaxi e banana. A Tabela 2 apresenta estes dados.

Fibra	Resistência à Tração (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)	Deformação (%)	Massa Específica (g/cm ³)	Autores
Abacaxi	126,60	4,40	2,20	1,07	ARIB et al (2006)
Bambu	501,06 ± 97,61	-	6,81 ± 3,08	1,35 ± 0,01	COSTA (2012)
Banana	161,80 ± 789,30	7,10 - 9,40	2,00 - 3,34	0,72 - 0,88	MERLINI et al (2011)
Juta	393,00 - 800,00	13,00 - 55,00	1,16 - 1,50	1,30	MOHANTY. et al (2000)
Linho	345,00 - 2000,00	15,00 - 80,00	1,20 - 3,20	1,50	SRIDHAN et al (1982)
Rami	400,00 - 938,00	61,00 - 128,00	1,20 - 3,80	1,50	MOHANTY. et al (2005)
Sisal	453,62 ± 91,98	-	5,50 ± 2,02	1,42 ± 0,01	COSTA (2012)

Tabela 2: Propriedades físicas e mecânicas de fibras lignocelulósicas encontradas na literatura.

Carvalho (2005) pesquisando a fibra de maior produção do Brasil, o sisal, apresentou resultados em curvas de força versus deslocamento que mostraram a grande variabilidade desta propriedade, não só quantitativamente, como na forma apresentada pelas curvas de amostras submetidas aos esforços de tração.

A explicação para a variação dos valores das propriedades mecânicas tem como base os parâmetros estruturais das fibras, como variação no número e volume das células e no número de defeitos que podem conter (TOMCZAK, 2010).

3.2 Termogravimetria (TGA/DTG) e calorimetria exploratória (DSC) da fibra de timbó-açu

O método termogravimétrico (TG) é a técnica na qual a perda de massa de uma substância, em porcentagem, é medida em função da temperatura. As curvas DTG correspondem à derivada primeira das curvas TG e apresentam a variação da massa em relação ao tempo, registrada em função da temperatura (PEREIRA et al., 2013).

O conhecimento do comportamento térmico das fibras vegetais é fundamental para uma eficaz aplicação tecnológica, já que em muitos processos industriais utilizam-se variações de temperatura na confecção de produtos à base de matéria prima vegetal. É necessário conhecer a faixa de temperatura que implicará na degradação do material vegetal (FONSECA, 2012).

A curva termogravimétrica (TGA) da fibra de timbó-açu mostrada na Figura 5 e a

curva da primeira derivada DTG na Figura 6 mostram que entre a temperatura ambiente e 122 °C apresenta perda de 8,94 % em atmosfera de nitrogênio, correspondente a eliminação de água, valor que é coerente com o teor de umidade determinado pela metodologia da diferença de massa que foi de $8,78 \pm 0,26$ %. Outra perda ocorreu entre 288,1 °C e 582 °C, com quase 90 %, correspondendo à degradação da fibra com dois estágios, sendo que em 345 °C a velocidade da perda de massa é máxima. No primeiro estágio, a degradação é maior da hemicelulose, no estágio seguinte a degradação é referente à celulose e na sequência a lignina.

NAVARRO (2011), citando HAIPING YANG et al (2007) que pesquisou o ciclo de pirólise dos componentes físicos da madeira, descreve a análise térmica por TGA para a hemicelulose, celulose e lignina afirmando que este comportamento na degradação destes componentes, possivelmente deve-se as diferenças na sua estrutura e natureza química.

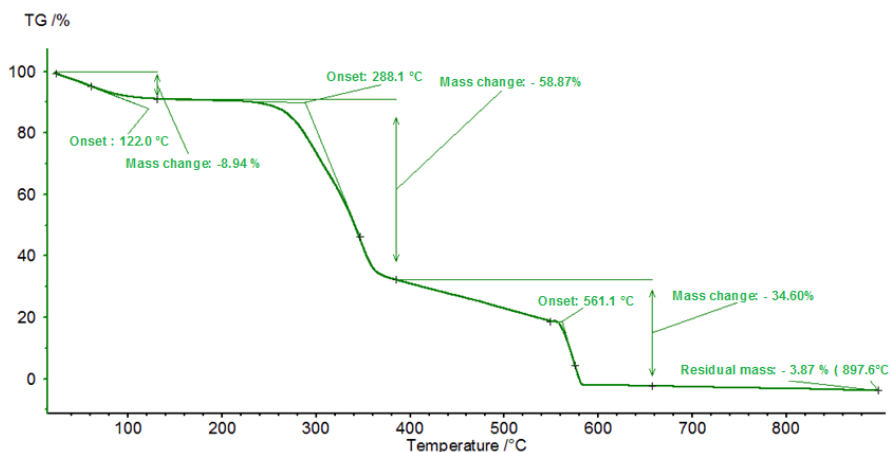


Figura 5: Curva termogravimétrica (TGA) da fibra de timbó-açu.

A Figura 6 mostra a curva termogravimétrica (TGA) e a curva da primeira derivada (DTG) sobreposta que a complementa, pois o gráfico DTG indica picos dos valores de temperatura, onde a taxa do evento, por exemplo, a degradação é máxima, o gráfico DTG indica ainda que a degradação ocorreu em três estágios.

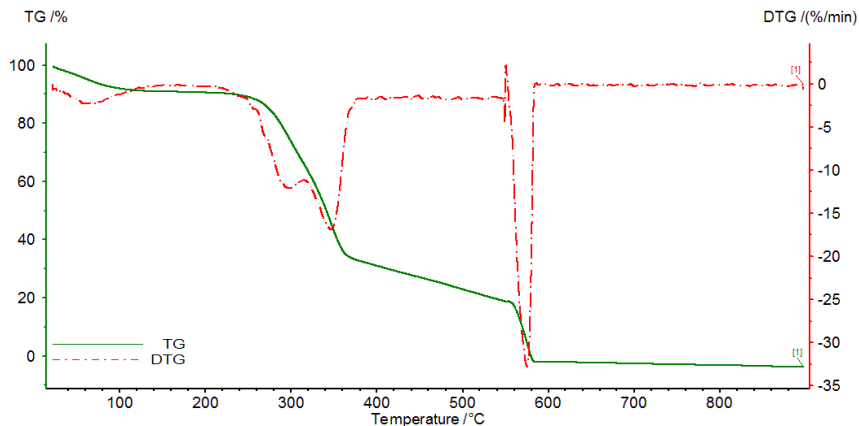


Figura 6: Curvas termogravimétricas (TGA/DTG) da fibra de timbó-açu.

Com relação ao teor de umidade, RAZERA (2006) determinou para fibras de bananeira o teor de umidade de $9,2 \pm 0,5$ % e COSTA (2012) avaliou o teor de umidade das fibras de sisal (folha) em $13,1 \pm 0,5$ % e de bambu (caule) em $12,0 \pm 0,5$ %. KAMIYA (2010) comprovou que o teor de umidade da fibra reflete nas propriedades mecânicas do compósito de matriz polimérica, pois o aumento do teor de umidade do compósito, em parte, pela higroscopicidade das fibras vegetais, reduz a deformação, tenacidade e resistência à flexão.

A Figura 7 apresenta a curva DSC da fibra de timbó-açu em que mostra os picos endotérmicos e exotérmicos até 500 °C, pois acima desta temperatura, conforme mostrado no gráfico TGA, não ocorre nenhum evento significativo.

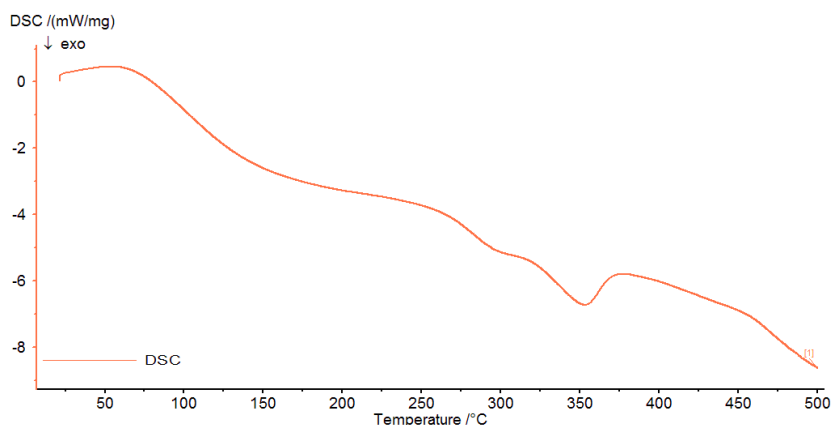


Figura 7: Curva DSC da fibra de timbó-açu.

Pelos termogramas das Figuras 5 e 6, é possível ver que a fibra de timbó-açu pode ser processada à temperatura inferior a 288,1°C, pois acima desta temperatura a fibra começa o processo de degradação, coerente com a degradação de outras fibras mostradas na literatura.

3.3 Caracterização microestrutural da fibra de timbó-açu

Amostras do cipó e das fibras de timbó-açu foram levadas ao microscópio óptico e ao microscópio eletrônico de varredura (MEV) para a caracterização, estas ferramentas foram bastante eficazes, aliadas à simplicidade na preparação das amostras. O cipó foi seccionado manualmente com o auxílio de uma lâmina e as amostras com corte na seção transversal e longitudinal foram levadas ao microscópio óptico. A Figura 8 mostra as imagens obtidas pelo microscópio óptico physis, que foram obtidas com amostras retiradas de forma transversal e longitudinal.

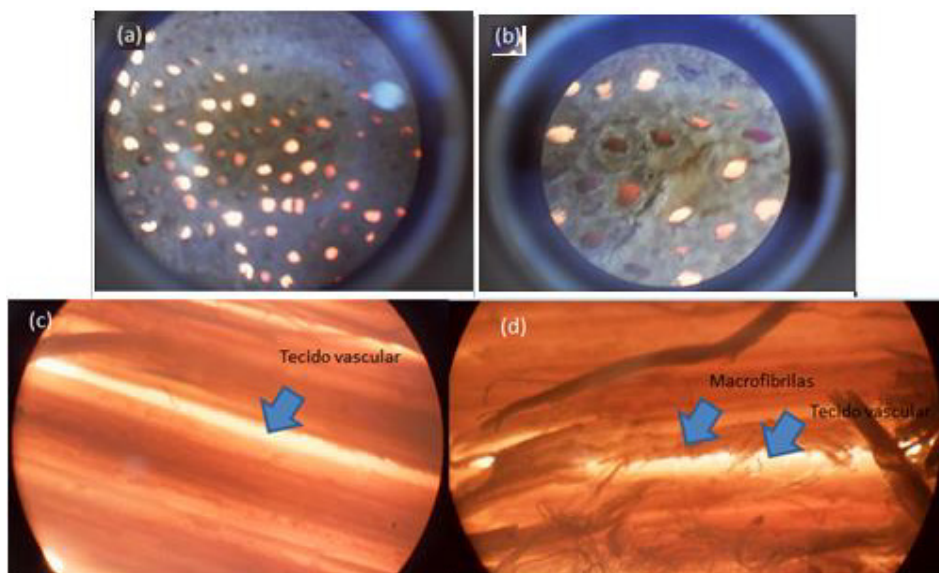


Figura 8: Imagens do cipó bruto no microscópio óptico em (a) e (b) superfície da seção transversal e em (c) e (d) superfície da seção longitudinal do cipó de timbó-açu.

As imagens 8(a) e 8(b) mostram a seção transversal com aumento de 40 e 100 vezes, respectivamente, e as imagens 8(c) e 8(d) mostram a seção longitudinal do cipó, com aumento de 40 e 100 vezes, respectivamente. Nestas imagens é possível ver as macrofibrilas e a região vascular formada pelo xilema e floema que são os elementos que permitem o transporte de água e nutrientes entre regiões da planta. Estas estruturas mostradas podem ser do caule, mas, podem ser também das raízes aéreas das plantas hemiepífitas, as quais pertencem ao gênero *Heteropsis*.

As amostras tiveram suas superfícies analisadas por microscopia eletrônica de varredura (MEV), usando-se elétrons secundários e uma aceleração do feixe de elétrons entre 15-20 kV. A Figura 9 apresenta a superfície longitudinal do cipó antes do processo de desfibramento. Observa-se que a superfície se apresenta recoberta por células parenquimáticas.

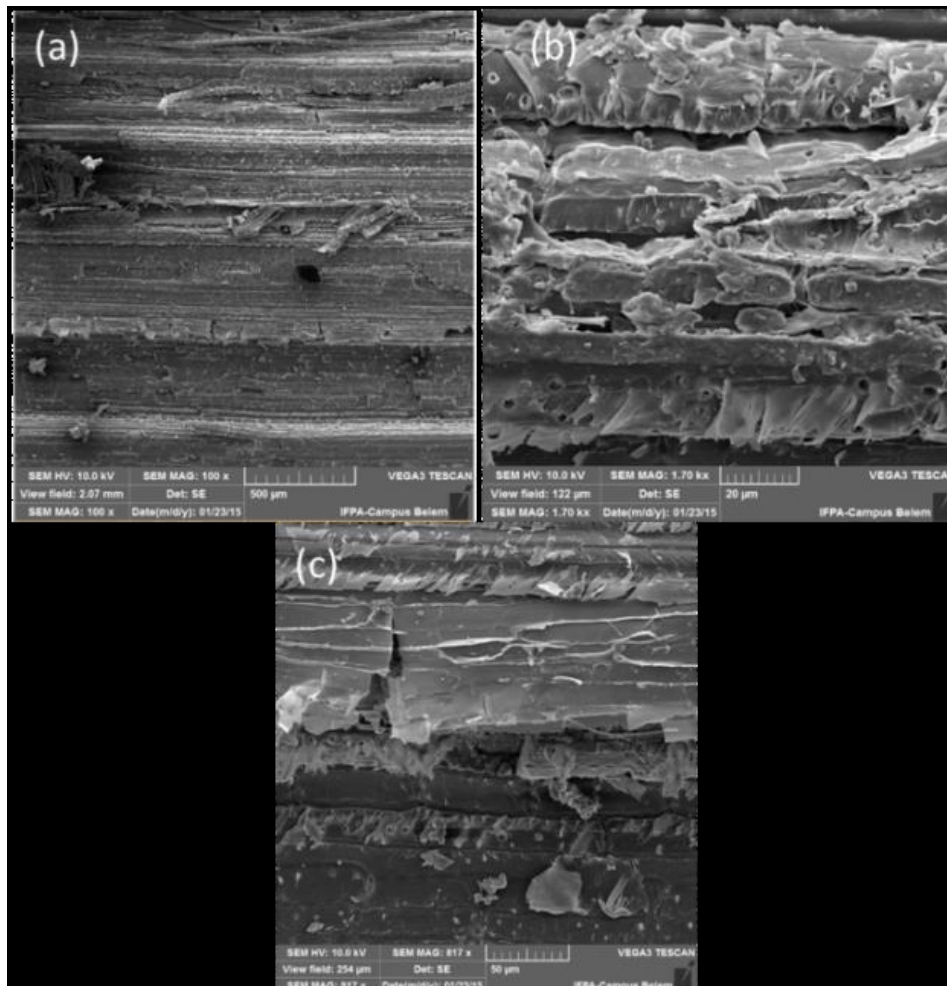


Figura 9: Micrografia feita através de microscópio eletrônico de varredura em (a), (b) e (c) a superfície da seção do corte longitudinal do cipó bruto de timbó-açu.

A Figura 10 mostra a imagem da micrografia feita através de microscópio eletrônico de varredura de fibras timbó-açu não tratadas.

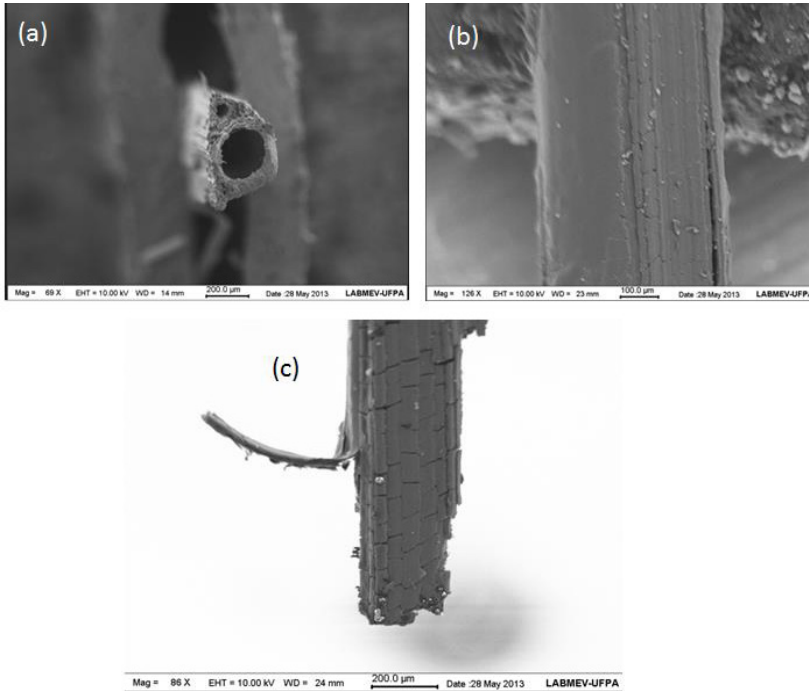


Figura 10: Micrografia feita através de microscópio eletrônico de varredura de fibras timbó-çu não tratadas, em (a) seção transversal da amostra fraturada, em (b) lateral da fibra não submetida a esforço e em (c) lateral da fibra fraturada submetida à tração.

A Figura 10(a) mostra a imagem da seção transversal da região fraturada da fibra. A denominação “fibra” usada aqui, é na verdade uma macrofibrila que é formada por um conjunto de microfibrilas. As regiões “ocas” em forma de tubo da imagem fazem parte do tecido vascular do vegetal que é responsável pelo transporte da água e nutrientes. O vazio de maior seção pertence ao xilema (sistema vascular que transporta a seiva bruta) e o de menor seção faz parte do floema (sistema que transporta a seiva elaborada). O xilema, ou lenho, é responsável pela condução de água e sais minerais - seiva bruta - das raízes até o ápice da planta. É constituído por células mortas impregnadas por lignina e reforçadas com celulose e o floema ou líber, é responsável pela condução da seiva elaborada das folhas às outras regiões da planta. Esta é produzida graças à água e sais minerais que o xilema transportou até as folhas, que são usados na fotossíntese, produzindo os compostos orgânicos que a constituem.

A Figura 10(b) pertence à região intermediária não fraturada da fibra que apresenta uma superfície muito regular e lisa, com pontos brancos que representam vestígios de lignina, que é um elemento de proteção do vegetal.

A Figura 10(c) apresenta claramente o rompimento individual das microfibrilas para definir a ruptura total da amostra.

4 | CONCLUSÃO

A caracterização física da fibra de timbó-açu apresentou massa específica de $1,54 \pm 0,01 \text{ g/cm}^3$ e teor de umidade de $8,78 \pm 0,26 \%$. O valor da massa específica é superior aos valores apresentados no referencial teórico, como por exemplo, fibras de sisal, linho, juta e rami. O teor de umidade é superior aos das fibras de açaí e curauá e inferior aos valores das fibras de sisal e bambu.

A caracterização mecânica da fibra de timbó-açu apresentou para resistência máxima à tração o valor de $433,96 \pm 126,65 \text{ MPa}$ e para módulo de elasticidade $5,63 \pm 1,79 \text{ GPa}$. A resistência à tração é semelhante e a rigidez é inferior aos valores das fibras vegetais mostradas neste trabalho. Na caracterização térmica, a fibra de timbó-açu, aos $345 \text{ }^\circ\text{C}$ apresentou o pico de degradação máxima de massa.

A análise das fibras feita por microscopia eletrônica de varredura (MEV) demonstrou de uma maneira geral que as fibras de natureza vegetal apresentam uma alta variabilidade de suas propriedades em função das dimensões, formas e diâmetros, sejam fibras da mesma espécie ou outras fibras vegetais. Isso ocorre porque as fibras vegetais em geral são de natureza anisotrópica, ou seja, suas propriedades mudam com relação a sua forma ou direção. Influenciando diretamente as propriedades dos materiais por elas (fibras vegetais) produzidas.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Instituto Federal do Pará Campus Belém e Abaetetuba e ao apoio financeiro da CAPES, CNPq e Pró Reitoria de Pesquisa e Pós-Graduação da Universidade Federal do Pará.

REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM D 854. **Standard Test Method for Specific Gravity of Soil by Water Pycnometer**. Philadelphia: ASTM, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM D 3030. **Standard Test Method for Volatile Matter (Including Water) of Vinyl Chloride Resins**. Philadelphia: ASTM, 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM D 3418. **Standard Test Method for Transition Temperatures and Enthalpies of Fusion and Crystallization of Polymers by Scanning Calorimetry**. Philadelphia: ASTM, 2015.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM D 3822. **Standard Test Method for Tensile Properties of Single Textile Fibers**. Philadelphia: ASTM, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM E 1131. **Standard Test Method for Compositional Analysis by Thermogravimetry**. Philadelphia: ASTM, 2014.

CARVALHO, R. F. **Compósitos de Fibras de Sisal para Uso em Reforço de Estruturas de Madeira**. 2005. 133f. Tese (doutorado em ciência e engenharia de materiais). Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo. São Carlos. São Paulo. 2005.

COSTA, D.S. **Caracterização de Materiais Compósitos de Matriz Poliéster e Fibras de Bambu, Sisal e Vidro e Híbridos Bambu/Sisal, Bambu/Vidro e Sisal/Vidro**. 2012.104f. Dissertação (mestrado em engenharia mecânica). Instituto de Tecnologia. Universidade Federal do Pará, Pará. 2012.

FARUK, O.; BLEZKI, A. K.; FINK, H.P.; SAIN, M. **Biocomposites Reinforced With Natural Fibers: 2000 - 2010**. Progressin Polymer Science, n. 37, p. 1552 - 1596, 2012.

FONSECA, A. S. **Caracterização Tecnológica das Fibras do Estirpe de Desmoncus Polyacanthos Mart**. 2012. 117f. Dissertação (mestrado em ciência e tecnologia da madeira). Universidade Federal de Lavras. Minas Gerais. 2012.

GEHLEN, L. R. (2014) **Efeito da Utilização de Fibras Lignocelulósicas (Açaí e Curauá) em Compósitos com Matriz de Resina Poliéster Insaturado**. Dissertação (mestrado em engenharia e ciências dos materiais) – Curitiba - PR, Universidade Federal do Paraná - UFPR, 104p.

INSTITUTO AKATU. **Pesquisa do SPC Indica Evolução do Consumo Consciente no Brasil**. Disponível em [http:// akatu.org.br/Homolog/tags/consumo-consciente](http://akatu.org.br/Homolog/tags/consumo-consciente). Acesso 21 out 2020.

KAMIYA, I. K.; FORNARI JUNIOR, C. C. M. **Estudo das Propriedades Mecânicas com Relação à Umidade da Fibra Vegetal Utilizada para Construção de Compósitos Poliméricos**. VI Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. Campina Grande. Paraíba. 2010.

LEVY NETO, F., PARDINI, L.C. **Compósitos Estruturais: Ciência e Tecnologia**. 1ed. São Paulo: Editora Blücher, 2006. 313p.

MARINELLI, A. L.; MONTEIRO, M. R.; AMBRÓSIO, J. D.; BRANCIFORTI, M. C.; KOBAYASHI, M.; NOBRE, A. D. **Desenvolvimento de Compósitos Poliméricos com Fibras Vegetais Naturais da Biodiversidade: Uma Contribuição para a Sustentabilidade Amazônica**. Polímeros: Ciência e Tecnologia. v. 18, n. 2, p. 92-99, 2008.

NAVARRO, C.I. T. **Caracterização Microestrutural das Fibras Naturais: Etlingera Elatior, Costus e Helicônia Bihai**. 2011. F. Dissertação (mestrado em engenharia de materiais e de processos químicos e metalúrgicos). Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2011.

PEREIRA, J. F.; GUEDES, M. C. **Crescimento de Raízes e Sanidade de Cipó-titica (Heteropsis flexuosa Buting) Submetido à Exploração no Estado do Amapá**. I Seminário do Projeto Kamukaia. 2008. Rio Branco, Acre. Lúcia Helena de oliveira Wadt. 2008.

PEREIRA, B. L.; CARNEIRO, A. D.; CARVALHO, A. M.; TRUGILHO, P. F.; MELO, I. C.; OLIVEIRA, A. C. **Estudo da Degradação Térmica da Madeira de Eucalyptus através de Termogravimetria e Calorimetria**. Rev. Árvore, v.37, n.3, 2013.

RAZERA, I. A. T. **Fibras Lignocelulósicas como Agente de Reforço de Compósitos de Matriz Fenólica e Lignofenólica**. 2006. 189f. Tese (doutorado em ciências). Universidade São Paulo. São Carlos. São Paulo. 2006.

SÉBE, G., CETIN, N. S., HILL, C. A. S., HUGHES, M. (2000) **RTM Hemp Fibre- reinforced Polyester Composites**. *Applied Composite Materials*, 7: 341-349.

TOMCZAK, F. **Estudo sobre a Estrutura e Propriedades de Fibras de Coco e Curauá do Brasil**. 2010. 150f. Tese (doutorado em engenharia e ciência dos materiais). Universidade Federal do Paraná. Curitiba. Paraná. 2010.

“FAILURE ANALYSIS OF A 3102 ALUMINUM TUBE OF AN AUTOMOTIVE AIR CONDITIONING CONDENSER”

Data de aceite: 04/02/2021

data de submissão: 13/11/2020

Miguel Angel Neri Flores

Centro de Investigación en Materiales
Avanzados, S.C.
Chihuahua, México, C.P.31136

RESUMEN: Se realizó el análisis de falla, de un tubo de aluminio 3102 de un condensador de aire acondicionado automotriz que fallo en funcionamiento. El análisis de falla se realizó por medio de análisis químico, metalografía, dureza, y fractografía mediante estereoscopia y microscopia electrónica de barrido. El tubo de aluminio 3102 se caracterizó metalúrgicamente, para determinar si el material del tubo de aluminio cumplía con las especificaciones del plano de fabricación. Los resultados obtenidos en los diferentes análisis determinaron que el material del tubo de aluminio, cumplía con las especificaciones del plano de fabricación, por lo que se procedió a revisarlo superficialmente por medio de estereoscopia y microscopia electrónica de barrido, observándose que antes de la fractura del tubo, hubo una deformación plástica en el mismo. Finalmente se determinó que la causa de la falla en el tubo, fue la presencia de rayas diagonales en su superficie, las cuales actuaron como concentradores de esfuerzos, causando un agrietamiento en el mismo, después de un determinado tiempo de funcionamiento. La fractografía determino que la fractura fue del

tipo dúctil y la grieta se propago a través de las líneas o marcas en forma de “V” que tenía en su superficie.

PALABRAS CLAVE: Aluminio 3102, condensador automotriz, análisis de falla, sistema de aire acondicionado automotriz.

“ANALISE DE FALHA DE UM TUBO DE ALUMINIO 3102 DE UM CONDENSADOR DE AR CONDICIONADO ATOMOTIVO”

ABSTRACT: Failure analysis was performed on an aluminum tube 3102 of an automotive condenser that failed in operation. Failure analysis was performed through Chemical Analysis, Metallography, Hardness, and Fractography using Stereoscopy and Scanning Electron Microscopy. The aluminum tube 3102 was metallurgically characterized to determine if the material of the aluminum tube complied with the specifications of the manufacturing plane. The results obtained in the different analyzes determined that the material of the aluminum tube complied with the specifications of the manufacturing plane, so it was examined superficially by means of stereoscopy and scanning electron microscopy, observing that before the fracture of the tube, there was a plastic deformation in it. Finally, it was determined that the cause of the failure in the tube was the presence of diagonal stripes on its surface, which acted as stress concentrators, causing a cracking in the same, after a certain time of operation. The fractography determined that the fracture was of the ductile type and the crack was propagated through the lines or marks in the form of “V” that had on its surface.

KEYWORDS: Aluminum 3102, automotive condenser, failure analysis, automotive air conditioning system.

1 | INTRODUCCIÓN

El ser humano se siente a gusto si su entorno tiene una determinada temperatura y humedad del aire; siente una reconfortante comodidad. El bienestar, como una parte integrante de la seguridad activa, ejerce una gran influencia sobre la posibilidad de conducir sin disminución de la capacidad física y mental. El “ambiente climatizado en el coche” influye directamente sobre el conductor, sobre una conducción exenta de fatiga y sobre la seguridad de la conducción. La temperatura ideal para el conductor se cifra entre los 20° y los 22°C. Equivalen a la carga climatológica, que viene siendo el margen agradable. Una radiación solar intensa sobre el vehículo puede elevar la temperatura en el habitáculo a más de 15°C por encima de la temperatura atmosférica. Aquí es donde el calor ejerce las influencias más peligrosas. La temperatura corporal aumenta y la frecuencia cardiaca se intensifica. El cerebro recibe una escasa cantidad de oxígeno. En el área C significa una sobrecarga para el cuerpo llamándolo “estrés climatológico”. Para reducir este tipo de cargas se ha creado el aire acondicionado automotriz, un sistema que acondiciona el aire a una temperatura agradable, que también puede depurar y deshidratar el aire. El filtro antipolen y el filtro de carbón activado representan factores complementarios para la depuración del aire [1]. Esta depuración viene a favorecer especialmente a las personas que padecen de enfermedades alérgicas.

El aire acondicionado es una parte importante de un sistema integrado que proporciona enfriamiento, calentamiento, descongelación, eliminación de neblina, filtrado de aire, control de humedad para la comodidad del pasajero y la seguridad del vehículo. Los elementos de un circuito de aire acondicionado para automóvil, consta de los siguientes elementos fundamentales:

Válvula de expansión, Evaporador, compresor y otros elementos auxiliares [2] (Figura 1)

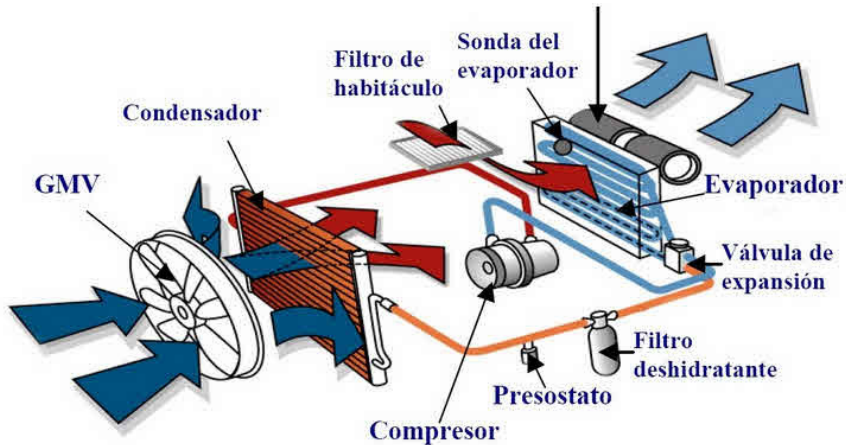


Figura 1.- Sistema de aire acondicionado automotriz y sus componentes.

Descripción y función de los elementos que componen el sistema de aire acondicionado automotriz

1. Compresor

El compresor es el mecanismo encargado de aspirar el gas, comprimirlo y ponerlo en circulación a través de los circuitos y demás elementos. Cada sistema montará un compresor específico según las características y capacidad del equipo. El mecanismo interior de los compresores puede variar según marcas, pero el resultado o el objetivo siempre es el mismo.

2. Condensador

El condensador es el elemento encargado de transformar el gas en líquido, lo consigue bajando su temperatura. Es un radiador convencional con ventilador adecuado para alojar gas y líquido del sistema de climatización

3. Filtro Deshidratante

Este filtro tiene varias funciones y es un elemento básico para el buen funcionamiento del sistema:

- Retiene partículas de suciedad con el filtro interior.
- Retiene la humedad, como su nombre indica esta es una más de sus funciones.
- Actúa de contenedor de gas líquido, hace de depósito acumulador.
- Controla la calidad de la condensación. Disponen de una mirilla para ver si hay burbujas de aire dentro del circuito.

3. Presostato

Es el encargado de controlar y regular las presiones en el circuito refrigerante, conocidos como válvulas trinarias o cuatrinarias. Éste controlará el arranque del compresor y de los ventiladores según la presión.

4. Válvula de expansión

Esta válvula regula la cantidad de gas en estado líquido que debe entrar en el evaporador para el funcionamiento correcto. Hay tres tipos, termostáticas, monobloque y de tubo.

5. Evaporador

El evaporador es un intercambiador de calor o radiador, en el interior del vehículo, por el que circula el gas líquido frío y mediante un ventilador empuja el aire refrigerado hacia el habitáculo.

6. Sonda del evaporador

Sensor encargado de enviar información de la temperatura del evaporador ya sea a la válvula trinaría o a centralita en el caso de climatizadores.

7. Filtro de habitáculo

Este filtro de habitáculo o filtro de anti polen es el encargado de eliminar impurezas en el aire que utilizamos para ventilar el interior del coche.

8. Tubos y mangueras

Estos conductos diseñados según las características del equipo son los encargados de transportar el gas o líquido entre los elementos que forman el esquema. Encontraremos siempre secciones anchas para los tramos de baja presión y diámetros más pequeños para las zonas de alta presión.

Funcionamiento del sistema

El compresor o motor del aire acondicionado empuja el gas y manda presión hacia el condensador. El gas, al pasar por el condensador baja su temperatura y presión pasando a estado líquido.

Cuando sale del condensador pasa por la válvula trinaría ofreciendo lectura de presión a la misma, de ahí sigue pasando por el interior del filtro, eliminando impurezas y humedad.

Ahora la válvula de expansión será la encargada de regular la cantidad de gas en estado líquido que entra en el evaporador.

El gas líquido ya circula por el evaporador y el ventilador empuja el aire frío, filtrado por el anti polen, hacia el habitáculo.

El compresor aspira el gas llevándolo de nuevo a su interior para seguir comprimiendo y enviando a través del circuito cerrado.

En el presente trabajo se realizó el análisis de falla de un condensador del sistema de aire acondicionado automotriz, en el que el tubo de aluminio se fracturó, ocasionando una falla catastrófica en todo el sistema. En las Figuras 2 y 3 se muestra el condensador fallado después de haber estado operando un determinado tiempo.

El objetivo del presente trabajo es determinar las causas por las que falló el tubo del condensador de aluminio 3102, después de haber trabajado un determinado tiempo en el

automóvil.

Se realizó una investigación bibliográfica sobre el tema de análisis de falla en tubos de aluminio de condensadores aire acondicionado automotrices, y se detectaron solamente fallas por corrosión [3-5], y no por concentración de esfuerzos.

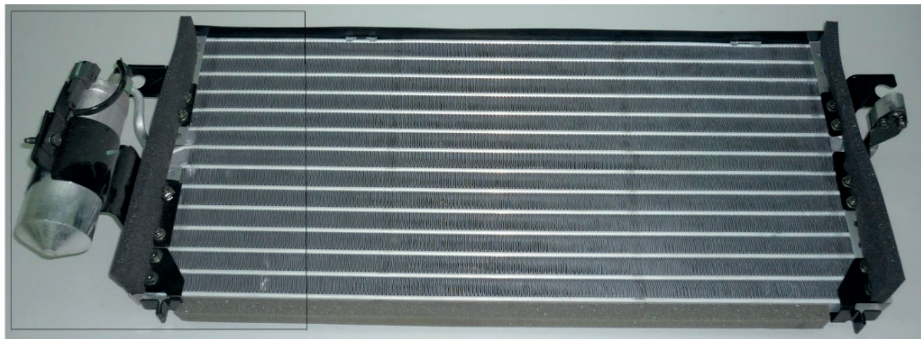


Figura 2.- Fotografía del condensador de un sistema de aire acondicionado que fallo estando en operación.

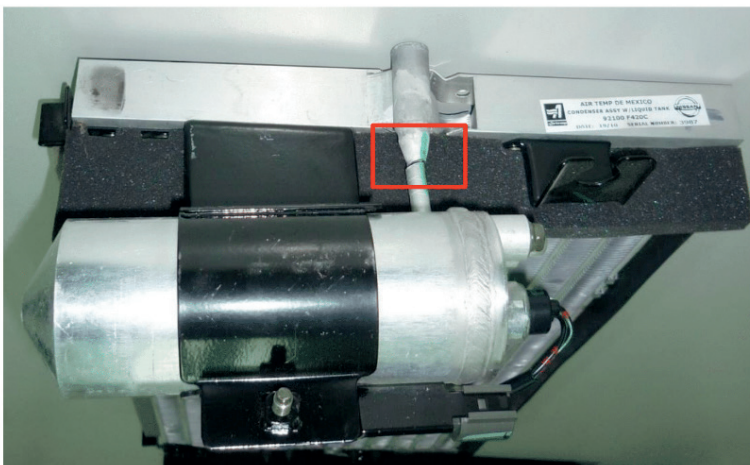


Figura 3.- Fotografía del condensador de un sistema de aire acondicionado, en donde se observa el tubo fracturado marcado por el recuadro rojo.

2 | DESARROLLO

Se caracterizó metalúrgicamente el tubo fallado del condensador, para determinar si el material cumplía con las especificaciones de una aleación de aluminio 3102, utilizando las técnicas de análisis químico por espectroscopia de absorción atómica para determinar la composición química del tubo, Estereoscopia para observar la superficie fracturada a bajos

aumentos, Metalografía para determinar la microestructura del material en conjunto con microcopia óptica, medición de propiedades mecánicas en especial la dureza, y Microscopia Electrónica de Barrido para analizar la superficie de fractura del tubo y determinar el tipo de fractura que se presentó.

2.1 Análisis químico

Para el análisis químico se utilizó en Espectrofotómetro de Absorción Atómica Marca GBC Modelo Avanta Sigma, determinando la composición química del material del tubo de aleación de aluminio 3102, y los resultados se compararon la composición química nominal de una aleación de aluminio 3102, de acuerdo a la norma ASTM B210, para una aleación de aluminio 3102, para la fabricación de tubos estirados sin costura. La Tabla 1 muestra los resultados obtenidos en el análisis realizado.

Muestra	%Si	%Fe	%Cu	%Mn	%Zn	%Ti	%Al
<i>Aleación de aluminio 3102 composición Nominal (máx.)</i>	0.40	0.7	0.10	0.05-0.40	0.30	0.10	Resto
Tubo Fracturado	0.074	0.444	0.001	0.180	0.018	--	Resto
Tubo No fracturado	0.075	0.436	0.001	0.193	0.019	--	Resto

Tabla 1. Composición nominal de una aleación de aluminio 3102 de acuerdo a norma ASTM B 210, y composición química del tubo fracturado, y de uno no fracturado.

La composición química de los tubos fracturado y no fracturado está dentro de los límites establecidos en la composición nominal para una aleación de aluminio AA3102 de la norma ASTM B210 Tabla1, pagina 2.

2.2 Estereoscopia

Se observó la superficie del tubo fracturado por medio un estereoscopio marca Dino Lite modelo Pro a bajos aumentos (20X), para detectar posibles defectos superficiales en el tubo fallado que pudieran haber afectado las propiedades mecánicas del tubo.

En la Figura 4 se muestra la superficie del tubo fallado, en la zona de fractura, observándose que la fractura se propago en el cambio de sección del tubo, indicado por el recuadro rojo.

En la Figura 5 se muestra la superficie de un tubo no fallado, observándose que en este tubo no existen rayas diagonales como las del tubo fracturado, en la zona del recuadro rojo.

En la Figura 6 se muestra a mayores aumentos el tubo fallado, en su superficie se aprecian rayas diagonales en forma de “V” en la sección delgada del tubo, la grieta de la fractura corrió sobre una de las rayas diagonales, actuando estas rayas diagonales como

centradoras de esfuerzos.

En la Figura 7 se muestra la parte posterior del tubo fallado, apreciándose también rayas diagonales en forma de “V”, y que la fractura corrió por una de estas rayas.

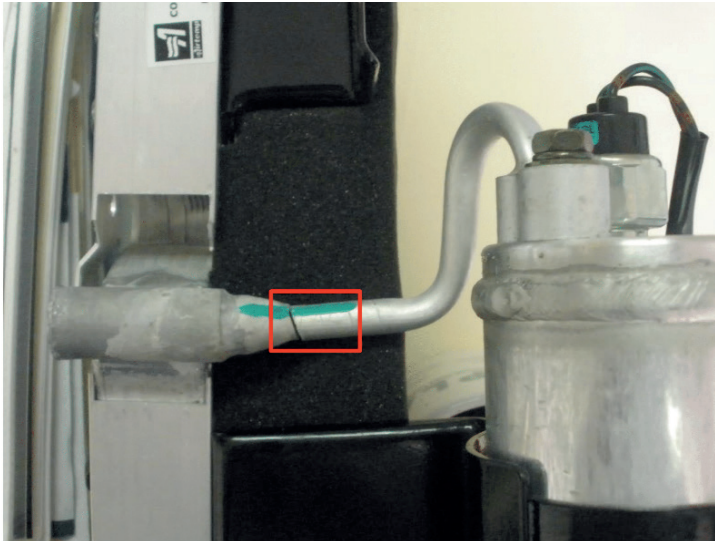


Figura 4. Tubo fracturado del condensador de aire acondicionado, mostrando el sitio de la fractura en el recuadro rojo.

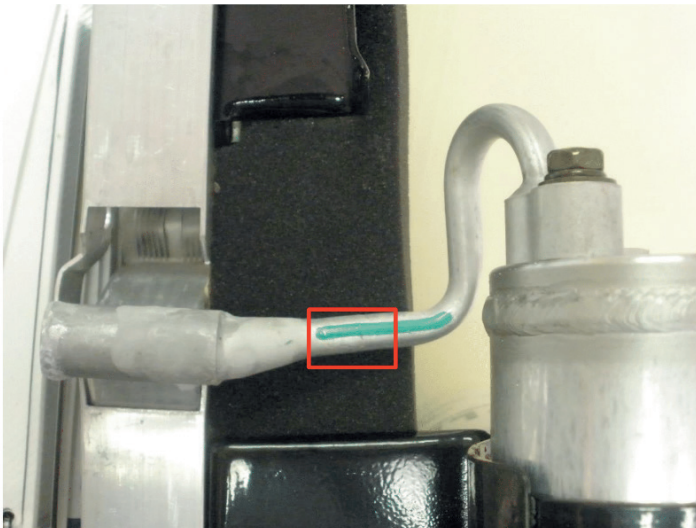


Figura 5. Tubo no fracturado del condensador de aire acondicionado, en su superficie no se observan rayas diagonales en forma de “V” en la sección delgada del tubo, indicada en el recuadro rojo.

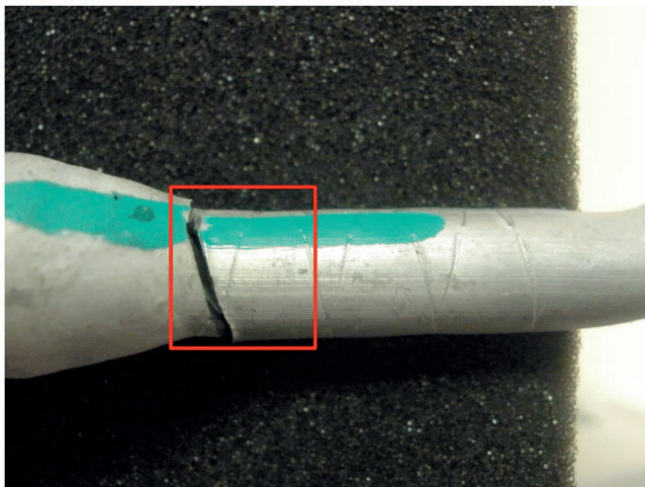


Figura 6. Tubo fracturado del condensador de aire acondicionado, en la zona de la fractura, visto a mayores aumentos, apreciándose rayas diagonales en forma de "V", (10X).

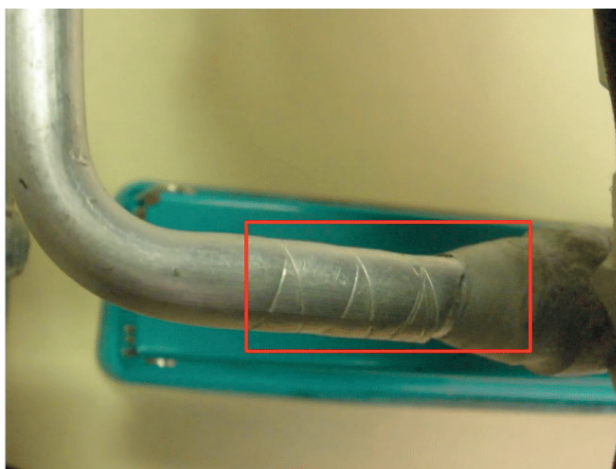


Figura 7. Tubo fracturado del condensador de aire acondicionado, en la zona de la fractura, visto en la posterior a mayores aumentos, apreciando rayas diagonales en forma de "V", (10X).

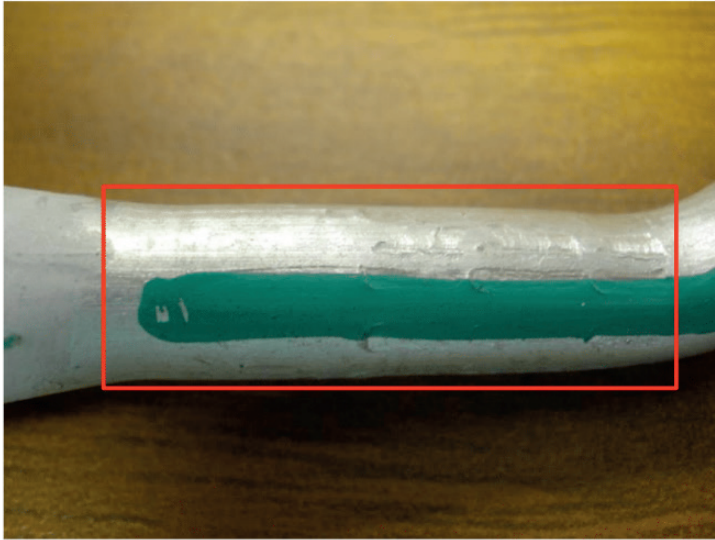


Figura 8. Tubo no fracturado del condensador de aire acondicionado, en su superficie no se observan rayas diagonales en forma de “V” en la sección delgada del tubo, visto a mayores aumentos, (10X).

En las figuras 5 a 8 se aprecian rayas profundas en forma de “V” sobre la superficie del tubo fracturado. Estas rayas actúan como concentradores de esfuerzos sobre el tubo, cuando esté en condiciones de operación en el automóvil (Tubo con presión interna del refrigerante).

2.3 Metalografía

Se prepararon las muestras metalográficas para observarlas posteriormente en un microscopio Óptico marca Olympus modelo PMG3, para observar su microestructura. Se cortó una muestra transversal del tubo fracturado y otra del tubo no fracturado en la sección del diámetro más pequeño, para posteriormente montarla en resina y prepararla para su observación metalográfica. En las fotografías N° 9 y 10 se muestra la microestructura del tubo fracturado a 500 y 1,000X respectivamente, apreciándose una matriz de aluminio con una fase dispersa de otros elementos.

La microestructura encontrada en los tubos fracturado y no fracturado, corresponde a una matriz de aluminio con fases dispersas de Al, Si, Mn y Fe. Las Fotografías N° 6 a 9 muestran la microestructura de ambos tubos, no se aprecian diferencias significativas entre la microestructura del tubo fracturado y el no fracturado.



Figura N° 9.- Microestructura del tubo fracturado, constituida por una matriz de aluminio con fases dispersas, vista a 500X.

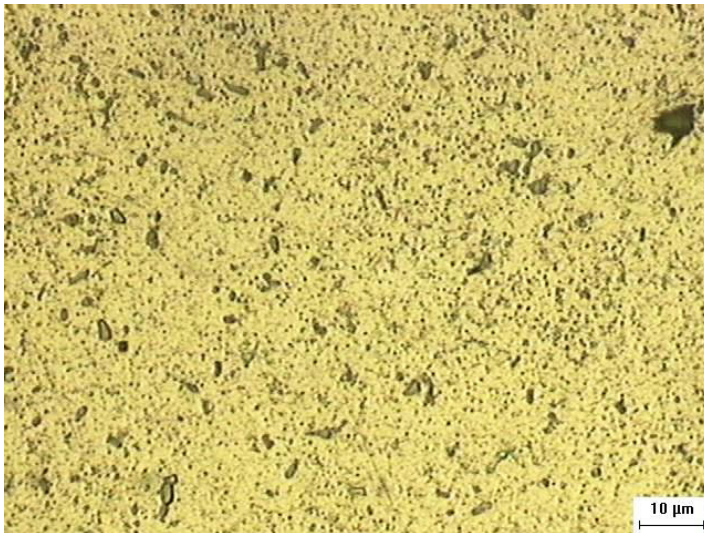


Figura N° 10.- Microestructura del tubo NO fracturado, constituida por una matriz de aluminio con fases dispersas, vista a 500X.

2.4 Micro Dureza

Se midió la micro dureza en escala Vickers, aplicando una carga de 50 grs durante 15 segundos, en el centro de la pared del tubo, en diferentes zonas de la circunferencia del tubo fracturado, y del tubo no fracturado.

La Tabla N° 2 muestra los resultados obtenidos de micro dureza Vickers en la

muestra del tubo fracturado, y del tubo no fracturado. No hay diferencia significativa de microdureza entre los dos tubos.

Muestra	Dureza Vickers 1°	Dureza Vickers 2°	Dureza Vickers 3°	Dureza Vickers 4°	Dureza Vickers 5°	Promedio
Tubo fracturado	37.9	37.6	38.9	40.3	38.2	38.58
Tubo no fracturado	39.6	38.5	37.6	40.8	40.6	39.42

Tabla N° 2.- Mediciones de micro dureza en escala Vickers, en el tubo fracturado y en el no fracturado.

Los valores de dureza obtenidos se muestran en la tabla N° 2 para el tubo fracturado y el no fracturado, ambos tienen valores de micro dureza Vickers promedio muy similares (38.58 y 39.42 HV) por lo que no hay diferencia significativa entre ellos.

3 | FRACTOGRAFÍA

3.1 Estereoscopia

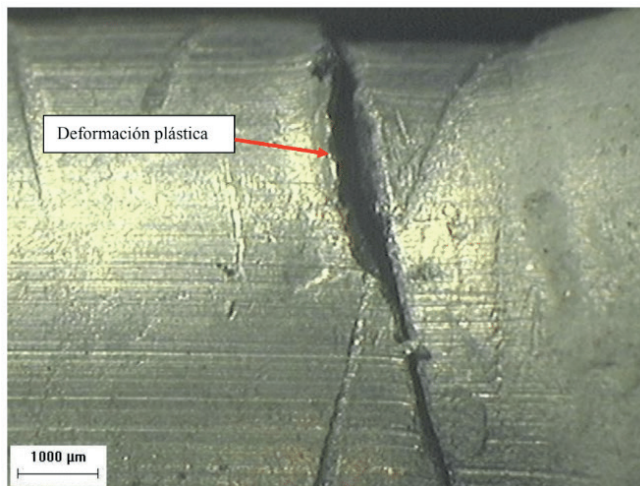


Figura N° 11.- Superficie externa del tubo fracturado, se aprecia que la fractura corrió por una de las rayas profundas en forma de "V", vista a 50X.

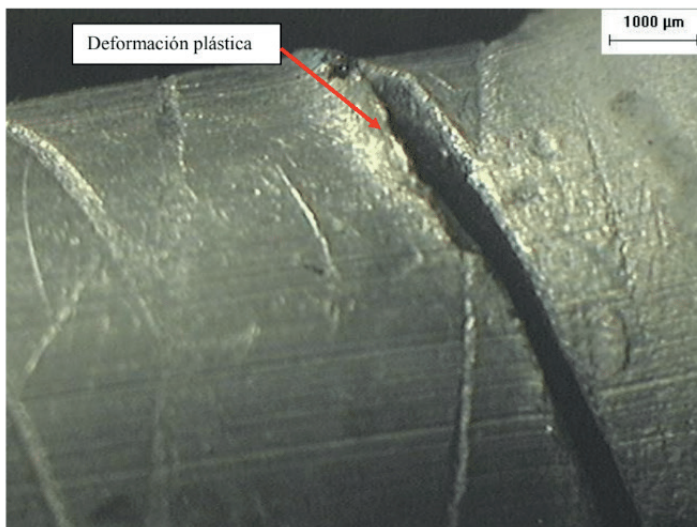


Figura N° 12.- Superficie externa del tubo fracturado, se aprecia que la fractura corrió por una de las rayas profundas en forma de “V”, y que hubo una deformación plástica antes de la fractura, vista a 50X.

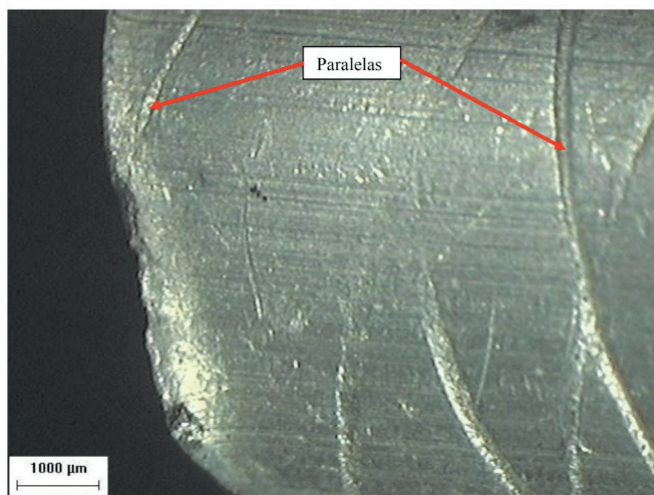


Figura N° 13.- Superficie externa del tubo fracturado, se aprecia que la fractura corrió en forma paralela a una de las rayas profundas en forma de “V”, vista a 50X.

En las Figuras N° 11 y 12 se aprecia que hubo una deformación plástica antes de la fractura, lo que indica que hubo una fractura del tipo dúctil, además se muestra que la fractura se propagó a través de las rayas profundas localizadas sobre la superficie externa del tubo fracturado. Estas rayas actuaron como concentradores de esfuerzos y la fractura se propagó a través de estas rayas.

En la Fotografía N° 13 se aprecia que la fractura tiene una dirección paralela a la raya profunda observada en la misma.

3.2 Microscopia Electrónica de barrido

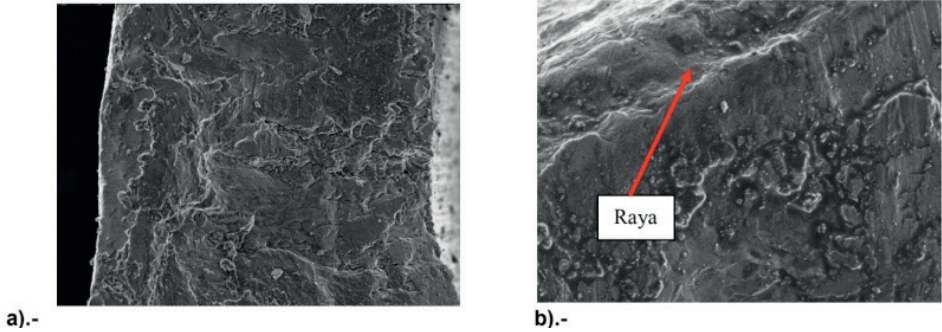


Figura N° 14.-a).-Superficie de fractura del tubo, se aprecia una fractura del tipo dúctil, (100X).
b).-Superficie de fractura del cono, se aprecia la raya profunda en la superficie la cual origina la fractura del tubo, (300X).

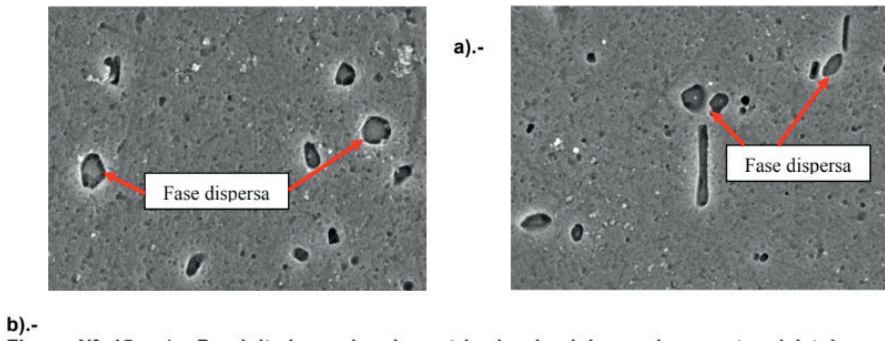


Figura N° 15.-a).-Precipitados sobre la matriz de aluminio, en la muestra del tubo fracturado, los precipitados o fase dispersa contiene Al, Si, Mn y Fe. b).-Precipitados sobre la matriz de aluminio, en la muestra de tubo no fracturado, los precipitados o fase dispersa contiene Al, Si, Mn y Fe.

En la Tabla N° 3 se muestran los elementos detectados en los precipitados de las Figura N° 16 a y b, están compuestos principalmente de Al, Si Mn y Fe.

Muestra	%Al	%Si	%Mn	%Fe
Tubo fracturado	76.51	4.77	4.40	14.32
Tubo no fracturado	72.47	4.74	5.63	17.16

Tabla N° 3.- Elementos detectados en los precipitados de las muestras de tubo fracturado y no fracturado

3.3 Microscopia electrónica de barrido

En la figura N° 14 a y b, se observan las características de la superficie de fractura del tubo, siendo esta del tipo dúctil, con deformación plástica previa a la fractura.

En las Fotografías N° 15 a y b se muestran los precipitados sobre la matriz de aluminio en la microestructura del tubo fracturado y del no fracturado, respectivamente.

4 | CONCLUSIONES

- La fractura se propaga por las rayas profundas localizadas en la superficie externa del tubo, actuando estas rayas como concentradores de esfuerzos en el proceso de fractura.
- Las rayas externas afectan las propiedades mecánicas del tubo, el cual está fabricado con una aleación de baja dureza (blanda).
- No se encontraron variaciones significativas entre el tubo fracturado y el no fracturado, en cuanto a composición química, microestructura y micro dureza.
- En la superficie externa del tubo se observó que hubo una deformación plástica previa a la fractura, que corre por las rayas diagonales en forma de “V”.
- Las características de la superficie de fractura del tubo indican que se presentó una fractura del tipo dúctil.

REFERÊNCIAS

[1] Diego Castillo, “Sistema de aire acondicionado Automotriz”, (2012) cita en internet en el sitio: <https://es.slideshare.net/sebastianhd/sistema-de-aire-acondicionado-automotriz-13505369>

[2] Juan G. Bors, “Aire acondicionado y climatización del automóvil”, (2014) cita en internet en el sitio: http://guiamecanica.blogspot.mx/2012/07/aire-acondicionado-y-climatizacion-del_19.html

[3] H.S.Khatakand J.B. Gnanamoorthy, “Failure of an Aluminum Brass condenser tube”, Handbook of Case Histories in Failure Analysis, Volume 2, ASM International, (1993) pp. 192-193.

[4] Raymond F. Mikesell, “The World Copper Industry: Structure and Economic Analysis”, RFF Press, (2011). pp. 162.

[5] F.Flohr, C. Meurer, H.W. Swidersky and H.J. Belt, “Perspectives of Aluminum As A Construction Material for Stationary Refrigeration and Air Conditioning Systems”, Purdue University, Purdue e-Pubs, 2000 International Refrigeration Conference at Purdue, (2000).

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 do 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.

ÍNDICE REMISSIVO

A

Análise 5, 25, 26, 36, 42, 44, 49

Ar Condicionado 52

C

Caracterização mecânica 36, 49

Condensador 52, 54, 55, 56, 58, 59, 60

Cutting Forces 9

D

Deposição 2

E

Equação de Taylor 6, 22, 23, 25, 28, 29

F

Falha 52

I

Inconel 718 6, 8, 9, 10, 20, 21, 22, 23, 24, 25, 29

L

Laser 6, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7

O

Otimização 22, 24, 25, 27, 30

P

Palhetas 2

Penalidade Interna 22, 24, 27, 30

S

Surface topography 8

T

TBC 1, 2

Térmica 6, 2, 36, 38, 40, 42, 44, 49, 50

Timbó-Açu 6, 36, 37, 38, 39, 40, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48, 49





Tool Wear 8, 9, 15, 16, 17, 18, 19, 20, 22

Turbina 2

V

Variável Métrica 22, 24

Engenharia Mecânica: Inovações Tecnológicas de Elevado Valor

-  www.atenaeditora.com.br
-  contato@atenaeditora.com.br
-  [@atenaeditora](https://www.instagram.com/atenaeditora)
-  www.facebook.com/atenaeditora.com.br

Engenharia Mecânica: Inovações Tecnológicas de Elevado Valor

-  www.atenaeditora.com.br
-  contato@atenaeditora.com.br
-  [@atenaeditora](https://www.instagram.com/atenaeditora)
-  www.facebook.com/atenaeditora.com.br